

**Titre:** Caractérisation des contraintes résiduelles engendrées par  
l'expansion à froid de trous dans des alliages d'aluminium

**Auteur:** Maxime Lapalme

**Date:** 2013

**Type:** Mémoire ou thèse / Dissertation or Thesis

**Référence:** Lapalme, M. (2013). Caractérisation des contraintes résiduelles engendrées par l'expansion à froid de trous dans des alliages d'aluminium [Mémoire de maîtrise, École Polytechnique de Montréal]. PolyPublie.  
Citation: <https://publications.polymtl.ca/1245/>

 **Document en libre accès dans PolyPublie**  
Open Access document in PolyPublie

**URL de PolyPublie:** <https://publications.polymtl.ca/1245/>  
PolyPublie URL:

**Directeurs de recherche:** Martin Lévesque, & Alain Colle  
Advisors:

**Programme:** Génie mécanique  
Program:

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

CARACTÉRISATION DES CONTRAINTES RÉSIDUELLES ENGENDRÉES  
PAR L'EXPANSION À FROID DE TROUS DANS DES ALLIAGES  
D'ALUMINIUM

MAXIME LAPALME

DÉPARTEMENT DE GÉNIE MÉCANIQUE  
ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

MÉMOIRE PRÉSENTÉ EN VUE DE L'OBTENTION  
DU DIPLÔME DE MAÎTRISE ÈS SCIENCES APPLIQUÉES  
(GÉNIE MÉCANIQUE)

SEPTEMBRE 2013

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

Ce mémoire intitulé:

CARACTÉRISATION DES CONTRAINTES RÉSIDUELLES ENGENDRÉES PAR  
L'EXPANSION À FROID DE TROUS DANS DES ALLIAGES D'ALUMINIUM

présenté par : LAPALME Maxime

en vue de l'obtention du diplôme de : Maîtrise ès sciences appliquées

a été dûment accepté par le jury d'examen constitué de :

M. BALAZINSKI Marek, Doct., président

M. LÉVESQUE Martin, Ph.D., membre et directeur de recherche

M. COLLE Alain, M.A.Sc., membre et codirecteur de recherche

M. MAYER René, Ph.D., membre

*Aux années folles*

## REMERCIEMENTS

Je tiens à remercier le Professeur Martin Lévesque pour son soutien tout au long de ce projet de même que pour l'inébranlable rigueur scientifique qu'il a su me transmettre. De plus, il m'a été un excellent tuteur quant à l'écriture de papiers scientifiques en me répétant sans cesse d'en venir plus rapidement au but dans chacune de mes phrases et qu'il n'était certainement pas nécessaire de déployer un attirail de mots et de tournures de phrases plus ou moins décousues qui au final ne faisaient que désarçonner le lecteur en ne répondant pas à l'objectif premier de transmission d'une information précise et concise qui serait bénéfique à une bonne compréhension du sujet abordé en plus d'assurer le maintien du plaisir et du désir lié à la mise à table de nouvelles et intéressantes conclusions scientifiques qui emplies la tête du chercheur de questions et d'idées pour à son tour apporter cette connaissance dans des lieux encore inexplorés.

Je voudrais aussi remercier mes collègues du groupe de Fatigue et Fracture chez Bell Helicopter, plus particulièrement M. Alain Colle qui m'a offert ce projet de même que son soutien et M. Mathieu Ruël qui m'a épaulé pendant ces deux années. Un remerciement particulier est aussi exprimé à l'égard de M. Gilles Rousseau des laboratoires de métallurgie chez Bell pour son aide, son professionnalisme et pour la rapidité à laquelle il a pu faire avancer quelques-uns de mes projets expérimentaux.

Finalement, j'aimerais remercier mes parents pour leur support tout au long de ces années d'études et mon frère pour son incommensurable soutien moral.

## RÉSUMÉ

L'écrouissage à froid (EEF) est un procédé qui consiste à déformer plastiquement un trou d'assemblage dans des alliages métalliques par le passage d'un mandrin surdimensionné. L'interférence majeure dans le trou a pour effet de générer des contraintes résiduelles autour de celui-ci. La portion tangentielle des contraintes sera bénéfique aux abords du trou puisqu'une zone fortement compressive est créée qui retardera l'apparition et la propagation de fissures de fatigue. À une distance plus grande du trou, une zone de contraintes en tension est générée. La résultante du procédé est une augmentation considérable de la vie en fatigue du trou qui a été démontrée par une utilisation par l'industrie depuis plusieurs décennies.

La présente étude avait pour objectifs la caractérisation du champ de contraintes résiduelles induites par l'EEF et le développement d'une méthode de simulation pour celui-ci. La complexité des contraintes générées est décuplée par deux éléments principaux. D'abord, le passage progressif du mandrin dans le trou cause une interférence évolutive qui, au final, engendre un état de contrainte variable dans l'épaisseur de la plaque trouée. Ensuite, pour des raisons d'aisance d'application et de productivité de la méthode, l'interférence entre le trou et le mandrin est causé par une pièce d'interface, le manchon, qui consiste en une mince feuille d'acier formée en cylindre. Au degré d'interférence maximal, le manchon présente une discontinuité géométrique due à son déploiement dans le trou, ce qui cause une non-uniformité du chargement mécanique.

Dans le but de concevoir un modèle tridimensionnel de simulation par éléments finis représentatif de la physique réelle du procédé, différentes mesures en laboratoire ont d'abord été effectuées. Le mandrin à simuler a été numérisé afin d'introduire sa forme exacte dans le modèle. Des mesures dimensionnelles ont aussi permis de caractériser le comportement du manchon pendant l'écrouissage et l'effet de son ouverture sur l'état final du trou. Ces mesures et observations ont permis de définir le comportement des diverses interfaces de contacts ainsi que les géométries dans le modèle d'EF.

La caractérisation du champ de contraintes résiduelle et la validation du modèle de simulations de l'EEF ont été effectuées grâce à l'obtention d'une multitude de données expérimentales. D'abord, la diffraction de Rayons-X a permis d'acquérir des mesures de contraintes sur les deux faces de la pièce trouée. Ensuite, les déformations dans la pièce écrouie

ont été mesurées à l'aide d'un système de corrélation d'images digitales pour les deux faces des pièces. Finalement, des mesures optiques ont été effectuées afin de déterminer les déplacements hors plan en bordure du trou, déplacements qui sont causés par le passage du mandrin et le flux de matériau que celui-ci déplace.

Les données expérimentales recueillies montrent qu'à travers l'épaisseur d'une plaque avec un trou écroui, les contraintes et déformations résiduelles sont très variables, ce qui prouve que l'EEF est un procédé aux effets tridimensionnels importants. De plus, l'ouverture dans le manchon engendre un état de déformation non uniforme sur la circonférence du trou. Les résultats de simulations du modèle d'EF développé montrent une très bonne corrélation avec les données de contraintes, de déformations et de déplacements acquis dans l'étude expérimentale. Cette comparaison démontre que pour adéquatement simuler le procédé d'EEF, il est important de considérer les géométries exactes des pièces et outils ainsi que les contacts entre toutes les interfaces de ces derniers.

Suite à l'EEF, le trou est généralement alésé aux dimensions requises pour l'assemblage subséquent à l'aide d'un élément de fixation. Cet usinage a pour effet la redistribution des contraintes préalablement engendrées par l'EEF. Aucun résultat expérimental n'a pu être recueilli sur les impacts de l'alésage dans le cadre de la présente étude. Cependant, une méthode de simulation a été utilisée dans le modèle d'EF pour le représenter. L'analyse démontre que l'alésage uniformise l'état de contrainte à travers l'épaisseur de l'échantillon écroui. Une validation de cette observation serait nécessaire puisque l'effet est important sur la condition finale des contraintes résiduelles engendrées par l'EEF.

## ABSTRACT

Cold Expansion (CX) is a process which consists in plastically deforming assembly holes in metallic alloys by drawing an oversize mandrel through them. The major interference caused by the mandrel generates residual constraints around the hole. The tangential part of those constraints is beneficial for the hole fatigue life since an highly compressive zone is created which will retard fatigue cracks propagation. However, farther from this compressive zone, balancing tensile stresses are generated. The resultant of the CX process is a considerable increase in the fatigue life of the hole which has been demonstrated by the industry over the last decades.

The present study objectives were the characterization of the residual stress field induced by CX and the development of a simulation method for it. The complexity of the generated stresses is increased tenfold by two main elements. First, the progressive drawing of the mandrel through the hole causes a scalable interference which produces variable stress states in the thickness of the perforated plate. Second, for easier application and productivity, the interference between the hole and the mandrel is actually caused by an interference object, the sleeve, that is rolled to a cylindrical form from a thin steel sheet. At its critical interference position, a split is opened in the sleeve which causes a non-uniform mechanical loading applied to the walls of the hole.

In order to conceive a physically realistic tridimensional finite element model, laboratory measurements were first performed. The mandrel was digitized to introduce its exact shape in the model. Dimensional measurements have also helped to characterize the sleeve mechanical behavior during the CX and the effect of its split on the final hole state. These measurements and observations allowed defining the behavior of various interfaces of contact and geometries in the FE model.

Characterization of the residual stress field and the validation of the simulation model of CX were performed using a variety of experimental data generated as part of this study. First, X-ray diffraction yielded measurements of stress on both sides of the sample. Then, full field planar strains were measured using digital image correlation on both sides of samples. Finally, optical measurements were carried out to determine the out-of-plane displacements at the vicinity of the



hole, movement which is caused by the passage of the mandrel and the flow of material as it moves.

The experimental data showed that through the thickness of a plate with a hardened hole, the residual stresses and strains are quite different, and therefore that the CX process has important three-dimensional effects. Moreover, the opening in the sleeve causes a state of non-uniform deformation on the circumference of the hole. The results of the simulation using the developed FE model show a very good correlation with the experimental data gathered for stress, strain and displacement. This comparison shows that to properly simulate the CX process, it is important to consider the exact geometry of the parts and tools as well as contacts between all of these interfaces.

Following CX, the hole is generally reamed to the dimensions required for the subsequent assembly with a fastener. This machining causes a redistribution of the stress previously generated by CX. No experimental results have been collected on the impact of the reaming in the context of this study. However, a simulation method was used in the FE model to represent this last operation. The analysis shows that the reaming uniforms stress state across the thickness of the hardened sample. A validation of this observation would be necessary since the effect is significant on the final condition of the residual stresses generated by CX.

## TABLE DES MATIÈRES

DÉDICACE.....	III
REMERCIEMENTS .....	IV
RÉSUMÉ.....	V
ABSTRACT .....	VII
TABLE DES MATIÈRES .....	IX
LISTE DES TABLEAUX.....	XII
LISTE DES FIGURES.....	XIII
LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS .....	XVII
LISTE DES SYMBOLES .....	XVIII
INTRODUCTION.....	1
CHAPITRE 1    REVUE DE LITTÉRATURE .....	2
1.1    Principe de base.....	2
1.2    Description des outils et de l'équipement d'EEF .....	3
1.2.1    Mandrin .....	3
1.2.2    Manchon.....	3
1.2.3    Dispositifs de tirage.....	4
1.3    Description du processus d'EEF .....	5
1.3.1    Opérations préparatoires .....	5
1.3.2    Expansion du trou.....	5
1.3.3    Opérations post-expansion .....	6
1.4    Modèles analytiques de prédiction des contraintes résiduelles.....	7
1.4.1    Analyse générale des modèles.....	9
1.5    Modèles bidimensionnels (2D) par éléments finis.....	10

1.5.1	Étude purement bidimensionnelle .....	10
1.6	Modèles tridimensionnels par éléments finis .....	10
1.6.1	Hypothèses de conception .....	10
1.6.2	Distribution des contraintes .....	15
1.6.3	Effet de la vitesse de passage du mandrin .....	18
1.6.4	Pertinence des modèles tridimensionnels .....	19
1.7	Analyse expérimentale des contraintes/déformations résiduelles .....	21
1.7.1	Méthodes destructives .....	21
1.7.2	Méthodes non destructives .....	23
CHAPITRE 2	RATIONELLE DU PROJET .....	27
2.1	Constats .....	27
2.2	Hypothèses et choix de méthodes et techniques .....	28
2.3	Méthodologie .....	29
CHAPITRE 3	ARTICLE 1 : REALISTIC COLD EXPANSION FINITE ELEMENT MODEL AND EXPERIMENTAL VALIDATIONS FOR ALUMINIUM ALLOYS .....	30
3.1	Abstract .....	30
3.2	Introduction .....	31
3.3	Pre-Simulation Experiments .....	35
3.3.1	Shape of the Mandrel .....	35
3.3.2	Sleeve Behavior .....	36
3.3.3	Pre and post cold working hole geometry .....	38
3.4	Finite Element Model .....	39
3.4.1	Mandrel .....	39
3.4.2	Split-sleeve .....	39
3.4.3	Boundary Conditions .....	42

3.4.4	Contacts.....	43
3.4.5	Loading.....	43
3.5	Experimental Measurements for FEM Validation .....	44
3.5.1	XRD Residual Stresses Measurements .....	44
3.5.2	DIC Residual Strain Measurements .....	47
3.5.3	Out of Plane Displacements around Cold-Expanded Hole .....	50
3.6	Results and Discussion.....	52
3.6.1	In-Plane Strain Comparison .....	52
3.6.2	Residual Stresses Comparison .....	57
3.6.3	Out-of-Plane Bulging around Hole .....	59
3.7	Conclusions .....	61
CHAPITRE 4	DISCUSSION GÉNÉRALE .....	63
4.1	Effet du frottement .....	63
4.2	Simulation de l'alésage .....	65
CONCLUSION ET RECOMMANDATION.....		70
RÉFÉRENCES.....		72

## **LISTE DES TABLEAUX**

Tableau 1.1 : Résumé des hypothèses considérées dans les modèles analytiques étudiés.....	9
---	---

## LISTE DES FIGURES

Figure 1.1 - Contraintes générées par l'EEF autour du trou dans un échantillon générique .....	2
Figure 1.2 - Assemblage pour expansion à froid (figure adaptée de FTI [1]).....	3
Figure 1.3 - Mandrin (figure adaptée de FTI [1]) .....	4
Figure 1.4 - (a) Manchon dans son état initial avant expansion; (b) Manchon après expansion .....	4
Figure 1.5 - Étapes d'expansion à froid (figure adaptée de Restis and Reid [2]) .....	6
Figure 1.6 Exemple de l'effet de Bauschinger sur un cycle de chargement renversé; suite à un chargement en tension jusqu'à la plasticité, un chargement en compression atteint plus rapidement la plasticité.....	8
Figure 1.7 Comparaison des contraintes tangentielles prédites par des modèles analytiques avec des données expérimentales obtenues par diffraction de rayons X (figure adaptée de Ball and Lowry [6]) .....	8
Figure 1.8 Modèle d'EF typique contenant le mandrin, le manchon ainsi que la pièce à écrouir (figure adaptée de Houghton et Campbell [8]).....	11
Figure 1.9 (a) Modèle contraint par l'entremise d'un support (figure adaptée de Maximov, et al. [14]); (b) modèle encastré à son extrémité (figure adaptée de Houghton and Campbell [8])	13
Figure 1.10 - Distribution des contraintes résiduelles tangentielles (figure adaptée de Restis and Reid [2]) .....	15
Figure 1.11 Contrainte tangentielle normalisée en fonction du rapport de la distance à partir du trou divisée par le rayon pour divers coefficients de frottement ( $\mu$ ) entre le manchon et le trou (figures adaptées de Ismonov, et al. [7]);(a) face de sortie, (b) face d'entrée .....	17
Figure 1.12 (a) Contraintes tangentielles (MPa) pour le manchon à extrémité libre (gauche) et contrainte (droite) (figure tirée de Ismonov, et al. [7]); (b) Déplacement radial résultant pour un modèle à ouverture géométrique du mandrin (figure adaptée de Nigrelli and Pasta [18])	18
Figure 1.13 Résultats d'essais de tractions sur un alliage d'aluminium à vitesses $V$ différentes (figure adaptée de Farhangdoost and Hosseini [17]) .....	19

Figure 1.14 Comparaison des contraintes tangentielles à la surface et au plan médian prédites par éléments finis 3D et celles prédites par deux modèles par éléments finis 2D (figure tirée de Kang, et al. [15]) .....	20
Figure 1.15 Méthode de Sachs; (a) État initial avec la déformation ( $\epsilon$ ) avant retrait de matière, (b) état final après le retrait d'une portion circulaire au milieu du cercle avec une nouvelle déformation (figure adaptée de Garcia-Granada, et al. [27]) .....	21
Figure 1.16 Technique du contour (figure adaptée de Pagliaro, et al. [29]) .....	22
Figure 1.17 Comparaison des contraintes tangentielles mesurées par la technique du contour et celles simulées par un modèle tridimensionnel par éléments finis (figure adaptée de Ismonov, et al. [7]) .....	23
Figure 1.18 Comparaison de résultats d'un modèle par éléments finis et de données expérimentales obtenues par diffraction de rayons X (figure adaptée de Yongshou, et al. [20]) .....	24
Figure 1.19 Zone sans résultats traitables dans le champ de déplacement ( $\mu\text{m/m}$ ) obtenu par CIN. L représente le sens long des grains et T le sens transverse (figure adaptée de Backman and Patterson [34]) .....	26
Figure 3.1 - FTI cold expansion assembly. The mandrel is pulled through the split-sleeve that sits firmly on the noscap. ....	32
Figure 3.2 – Side view of the mandrel interaction with the workpiece. In zone (a), the workpiece springs back elastically towards the mandrel. Zone (b) represents the fully cold expanded area at that specific time while zone (c) presents the area of the workpiece that is progressively expanded by the ramp of the mandrel.....	35
Figure 3.3 - Mandrel comparison; (a) Overview of simplified shape, (b) Zoom on the difference between the FTI simplified and the digitized shapes .....	36
Figure 3.4 – Sleeve geometries : (a) Initial sleeve, undeformed state; Post-expansion sleeves: (b) First operator, (c) Second operator (largest pressure applied on the puller unit).....	37
Figure 3.5 – Non-uniform deformation resulting from radial expansion at the split position (entry face). The area between the dotted lines was not directly expanded due to the split. The	

circle represents the calculated mean diameter of the expanded hole (excluding the split zone).....	38
Figure 3.6 – Stress vs strain curve for stainless steel split-sleeve.....	40
Figure 3.7 - (a) FE model; (b) Split-sleeve gap.....	41
Figure 3.8 - Boundary conditions applied on FEM.....	42
Figure 3.9 - Microstructure on exit face (a) in the base material and (b) around the hole after CX. Both images are shown at the same magnification scale. The minimum X-ray beam size available for the measurement is schematically represented by a circle. ....	45
Figure 3.10 - Schematic representation of the rotation measurement method. The white circle is the area of X-ray beam. Residual stresses were averaged over the area delimited by the two white lines. ....	46
Figure 3.11 – DIC experimental setup .....	48
Figure 3.12 – DIC measurements available in zone 1 but not possible in zone 2.....	49
Figure 3.13 - Percent error vs strain range for DIC measurements obtained from calibration .....	49
Figure 3.14 – Part of the out-of-plane displacement around the hole near the zone influenced by the split in the sleeve measured by DFD on entry face. Important displacements were observed right next to the hole (black area). ....	50
Figure 3.15 - Out-of-plane displacement (mm) measured by DFD around CX hole prior to the reaming on a chosen specimen, split on the right; (a) entry face; (b) exit face.....	51
Figure 3.16 – (a-b) Maximum principal strain values of two different specimens in micro-strains ( $\mu\text{m}/\text{m}$ ) on the entry face; (c) Average principal strain values in $\mu\text{m}/\text{m}$ for a population of 4 specimens; (d) Half-width of a 95% confidence interval divided by the mean value of strain for a population of 4 specimens; Split opening on the right (a-d).....	53
Figure 3.17 – FE results vs mean experimental data relative differences (%). The black line represents the initial hole dimension. Region A is located at the edge of the split in the sleeve, region B is located 90 degree from the split and region C is located 180 degree from the split. (a) Maximum principal deformation, entry face; (b) Minimum principal	



deformation, entry face; (c) Maximum principal deformation, exit face; (d) Minimum principal deformation, exit face .....	55
Figure 3.18 – Conceptual representation of the sleeve deformation in a cold expanded hole. Areas A, B and C are the same as on Figure 3.17. Curvature of the deformed sleeve in area C changes sign. ....	56
Figure 3.19 – Normalized hoop stresses as a function of the distance from the hole; (a) Exit face; (b) Entry face.....	58
Figure 3.20 – Out-of-plane displacement relative difference (%) before reaming between FE results and mean experimental measurements measured by DFD; (a) Entry face; (b) Exit face .....	59
Figure 3.21 - Out-of-plane displacement relative difference (%) between FE results and mean experimental measurements, exit face, boundary conditions set 2 (spring elements with an equivalent rigidity of 0.2 MN/m) .....	61
Figure 4.1 – Différence relative moyenne des contraintes tangentielles pour différents coefficients de frottement entre le manchon et le trou, valeur de référence établie à $\mu=0.20$ ; (a) face d'entrée ; (b) face de sortie.....	64
Figure 4.2 - Contraintes résiduelles tangentielles normalisées; (a) face d'entrée pré-alésage, (b) face d'entrée post-alésage .....	66
Figure 4.3 - Contraintes résiduelles tangentielles normalisées; (a) face de sortie pré-alésage, (b) face de sortie post-alésage.....	67
Figure 4.4 - Contraintes résiduelles tangentielles normalisées; $\theta=0, 90$ et $180$ (a) face d'entrée, (b) face de sortie post-alésage; $\theta=0$ (c) comparaison de la face d'entrée, de la face de sortie et du plan à la mi-épaisseur .....	69

## LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS

APDL	<i>ANSYS Parametric Design Language</i>
BHTC	Bell Helicopter Textron Canada
CIN	Corrélation d'Images Digitales
CMM	<i>Coordinate-Measuring Machine</i>
CNRC	Conseil National de Recherche du Canada
CX	<i>Cold Expansion</i>
DFD	<i>Depth from Defocus</i>
DIC	<i>Digital Image Correlation</i>
DN	Diffraction de Neutrons
DRX	Diffraction de Rayons X
EF	Éléments Finis
ETS	École de Technologie Supérieure
EEF	Expansion à Froid
FE	<i>Finite Element</i>
FEM	<i>Finite Element Model</i>
FTI	Fatigue Technology Inc.
RMS	<i>Root Mean Square</i>
TWA	<i>Technical Working Area</i>
VAMAS	<i>Versailles Project on Advanced Materials and Standards</i>
XRD	<i>X-Ray Diffraction</i>

**LISTE DES SYMBOLES**

$d$	Distance du bord du trou vers le centre de la zone irradiée par rayons X
$D_{M,maj}$	Diamètre maximal du mandarin
$D_{tr,init}$	Diamètre du trou avant écrouissage
$\epsilon$	Déformation
%exp	Pourcentage d'expansion, taux d'écrouissage
$\mu$	Coefficient de frottement
$r$	Distance du centre du trou vers le centre de la zone irradiée par rayons X
$\sigma_{\theta\theta}$	Contrainte tangentielle
$\sigma_Y$	Limite d'élasticité
$t$	Épaisseur du manchon

## INTRODUCTION

L'Expansion par Écrouissage à Froid (EEF) est un processus employé dans l'industrie aéronautique afin de prolonger la vie en fatigue de trous d'assemblages grâce à un champ de fortes contraintes résiduelles tangentielles en compression. Ces dernières sont générées par le passage d'un mandrin rigide au travers d'un trou sous-dimensionné. Bell Helicopter Textron Canada (BHTC) emploie le processus d'expansion à froid sur différentes composantes de ses produits. Cependant, une quantification exacte des gains en termes de vie en fatigue n'est pas connue par l'entreprise et les méthodes de prédictions associées ne sont pas éprouvées. Le procédé ainsi que les outils les plus répandus dans l'industrie pour effectuer l'EEF sont développés par l'entreprise Fatigue Technology Inc. (FTI) basée à Seattle, Washington. La plupart des données fournies par cette entreprise sont qualitatives, ce qui rend difficile la reproduction ou l'analyse de leur processus breveté.

L'objectif de ce travail est d'établir et de valider un modèle prédictif des contraintes résiduelles engendrées par l'EEF. Cet outil sera très utile pour BHTC car il lui permettra d'estimer la vie en fatigue de pièces en fonction des paramètres du procédé ou de déterminer les paramètres optimaux du procédé pour maximiser la vie en fatigue.

Ce mémoire est divisé en 4 chapitres. Le Chapitre 1 présente une revue de littérature sur l'EEF et le Chapitre 2 présente la rationnelle du projet. Le Chapitre 3 contient un article scientifique relatant les travaux de simulation et les expérimentations réalisés dans le cadre du projet. Finalement, le Chapitre 4 présente un complément d'informations sur les travaux présentés au Chapitre 3.

## CHAPITRE 1 REVUE DE LITTÉRATURE

### 1.1 Principe de base

L'EEF est un procédé consistant à agrandir un trou dans un alliage métallique jusqu'à le déformer plastiquement. Cette déformation crée une zone de contraintes résiduelles tangentielles en compression en bordure du trou. Ces contraintes compressives permettent de retarder l'apparition de fissures et ainsi de prolonger la vie en fatigue. Afin d'assurer l'équilibre statique, une zone de contraintes résiduelles en tension est aussi présente dans la pièce, comme illustré schématiquement à la Figure 1.1. Le procédé est spécifié en fonction du taux d'écrouissage (%exp) donné par :

$$\%exp = \frac{D_{M,maj} + 2t - D_{tr,init}}{D_{tr,init}} \quad (1.1)$$

où  $D_{M,maj}$  est le diamètre maximal du mandrin,  $t$  est l'épaisseur du manchon et  $D_{tr,init}$  est le diamètre du trou avant écrouissage. Les différents outils et équipements sont présentés dans les sections suivantes.

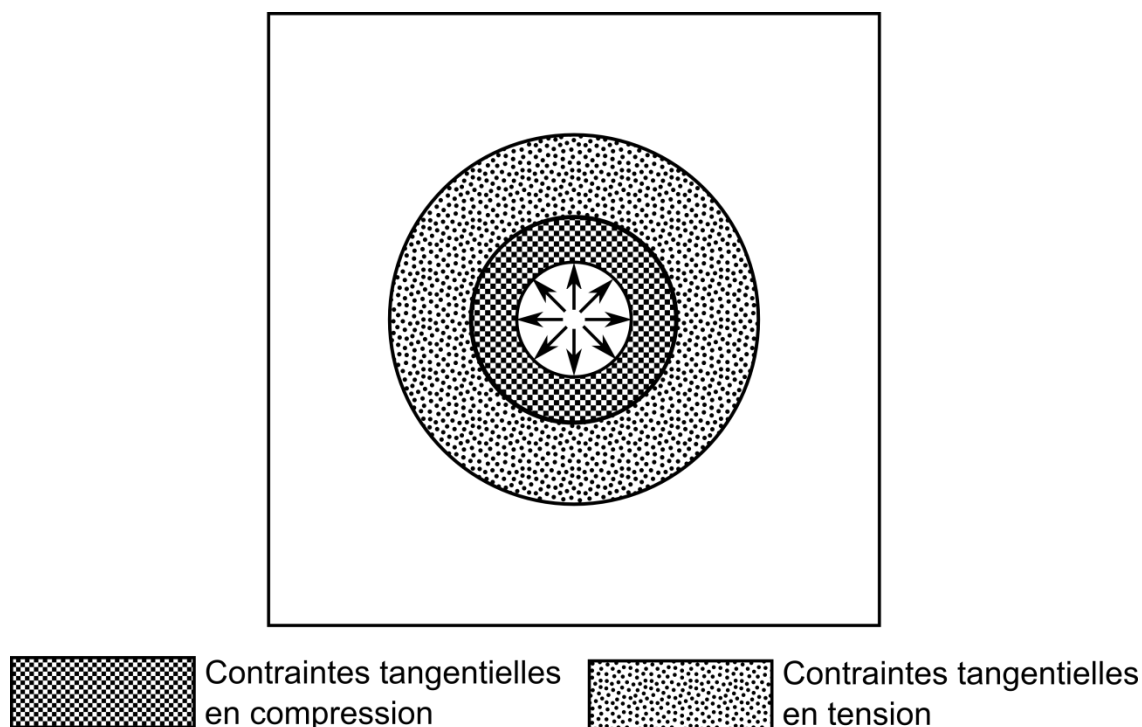


Figure 1.1 - Contraintes générées par l'EEF autour du trou dans un échantillon générique

## 1.2 Description des outils et de l'équipement d'EEF

L'ensemble des éléments du montage permettant l'EEF, incluant l'ensemble des outils et de l'équipement ainsi que la pièce à écrouir, est présenté sur la Figure 1.2.

### 1.2.1 Mandrin

Le mandrin conique utilisé dans l'EEF est fait d'un acier à haute teneur à carbone; étant donné qu'il doit être réutilisable et que le procédé est applicable à des pièces en aluminium, en acier et en titane. Le mandrin est assemblé à un dispositif de tirage par sa partie filetée. Différents modèles de mandrins sont disponibles en fonction du diamètre de trou écroui; les différences notables entre ces outils étant le diamètre nominal ainsi que la longueur de la zone à fort diamètre, incluant la rampe pour y parvenir. La Figure 1.3 illustre un mandrin typique.

### 1.2.2 Manchon

Le manchon est un tube à paroi mince fait d'acier inoxydable dont le rôle est de créer l'interférence entre le mandrin et le trou dans la pièce. Les grandes déformations qu'il subit en font un élément non réutilisable. Ses faibles épaisseurs, de 0.1524 à 0.254 mm, laissent supposer qu'il est construit à partir d'une mince feuille d'acier qui a été pliée autour d'un gabarit cylindrique. Le passage du mandrin force le manchon à s'ouvrir dans le trou afin d'assurer le contact. Le contact entre le mandrin et le manchon est facilité par la présence de lubrifiant sur sa surface interne. Le manchon dans un état avant écrouissage (a) et après écrouissage (b) est illustré à la Figure 1.4.

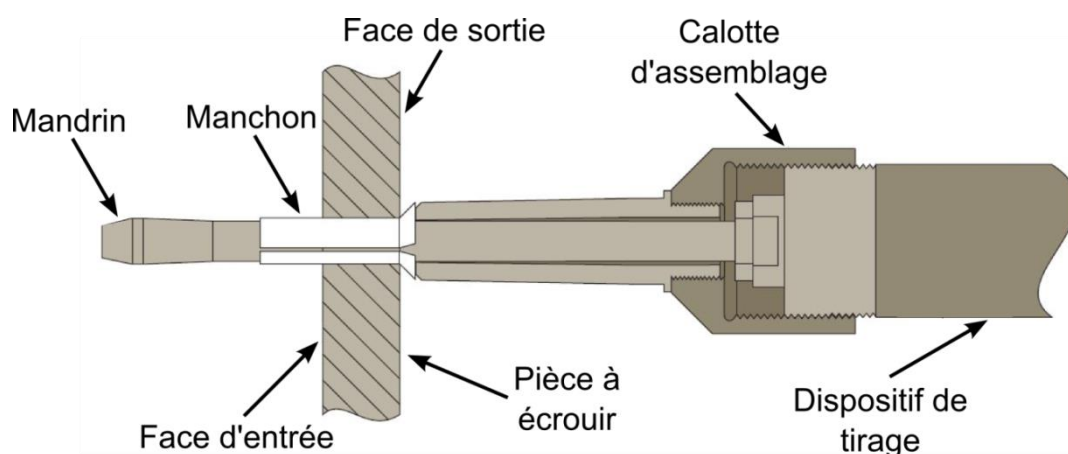


Figure 1.2 - Assemblage pour expansion à froid (figure adaptée de FTI [1])

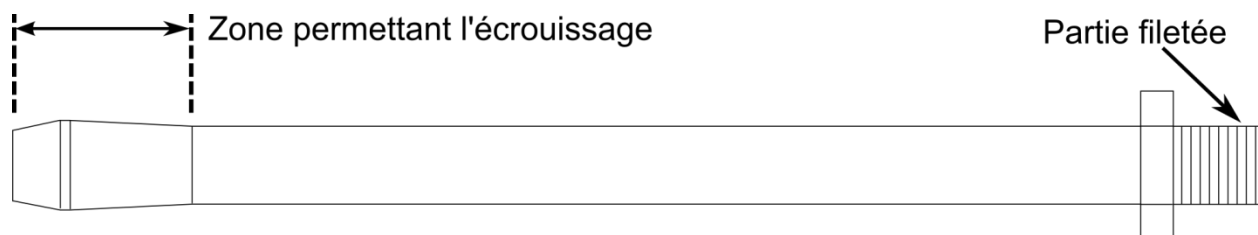


Figure 1.3 - Mandrin (figure adaptée de FTI [1])

### 1.2.3 Dispositifs de tirage

Le dernier élément d'équipement d'importance est le dispositif de tirage qui se décline en deux principales versions, soit un équipement automatique et un équipement manuel. Le premier est généralement utilisé dans les entreprises aéronautiques. L'équipement consiste en un pistolet contenant un cylindre hydraulique alimenté par une unité elle-même approvisionnée par une source d'air pressurisée. Le déplacement du cylindre est lié au mandrin, ce qui permet son passage au travers du trou. Différentes versions de l'outillage automatique sont disponibles, en fonction de la puissance requise par les différentes configurations de trou (matériel, diamètre, épaisseur). Le matériel proposé assure un passage quasi instantané du mandrin sans effort notable.

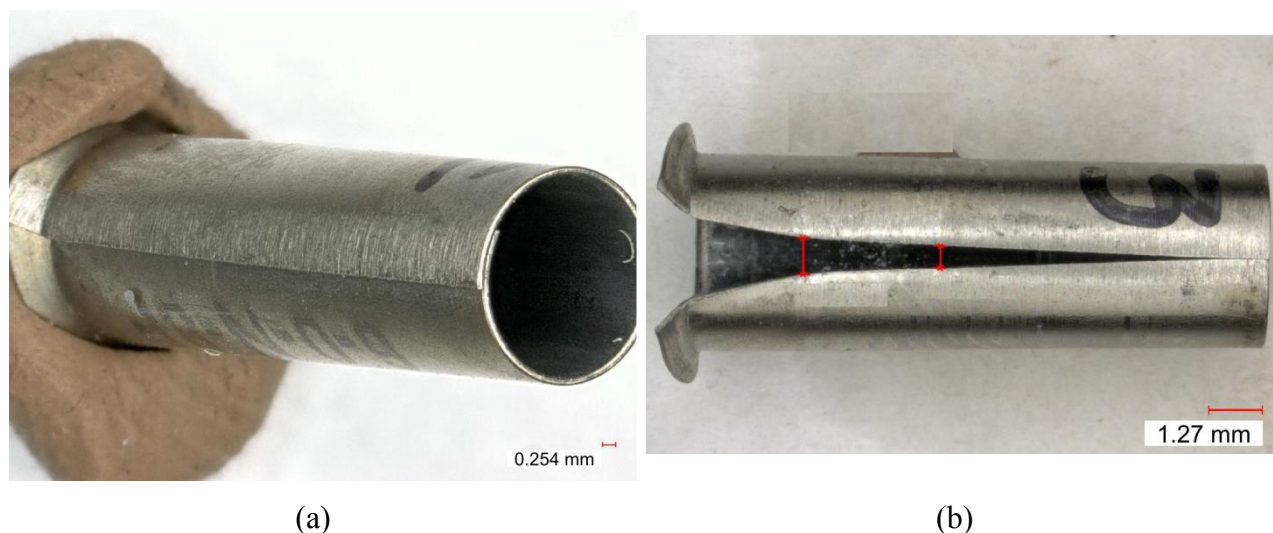


Figure 1.4 - (a) Manchon dans son état initial avant expansion; (b) Manchon après expansion

La seconde déclinaison de dispositif de tirage consiste en un outil déplacé manuellement. L'opérateur actionne à l'aide d'une clé à cliquetis le déplacement par une vis située à l'extrémité opposée du mandrin. Un mécanisme d'engrenages interne permet de découpler le couple transmis pour un passage aisé du mandrin; la force de tire est estimée à 3630 kg (8000 lb) [1]. Le mouvement résultant du mandrin est cependant saccadé étant donné la méthode d'actionnement, ce qui n'affecte cependant pas la résultante selon FTL.

## **1.3 Description du processus d'EEF**

### **1.3.1 Opérations préparatoires**

Au départ, le trou est percé puis alésé à l'aide d'outils inclus dans le lot de produits FTL. La rugosité de la surface du trou doit être égale ou inférieure à 137.5 RMS (*Root Mean Square*). Le diamètre du trou est ensuite vérifié à l'aide d'un indicateur à lame acceptation/rejet aux tolérances de fabrication serrées ( $\pm 0.00254$  mm). Le mandrin est finalement inspecté à l'aide d'un indicateur de rejet qui assure que son diamètre maximal permettra d'effectuer l'expansion.

### **1.3.2 Expansion du trou**

Cinq manipulations sont requises pour effectuer l'expansion du trou (les étapes suivantes sont énumérées en considérant que l'équipement automatique est utilisé). La Figure 1.5 illustre ces étapes :

- (a) Insertion du manchon sur le mandrin dans la portion à faible diamètre (rappelons que la combinaison du manchon et de la portion au diamètre maximale du mandrin fait interférence avec le trou)
- (b) Insertion de l'assemblage mandrin/manchon dans le trou
- (c) Placement ferme du pistolet de tirage sur la surface de l'échantillon
- (d) Écrouissage
- (e) Retrait du mandrin et du manchon déformé



### 1.3.3 Opérations post-expansion

Une fois l'écrouissage effectué, un autre indicateur à lame acceptation/rejet est utilisé afin de vérifier la dimension du trou écroui. Ce dernier est ensuite alésé. Cette opération a pour but d'accommoder dimensionnellement une attache (boulon, rivet, etc.), mais aussi d'ébavurer la bordure du trou où les grandes déformations pourront avoir eu un effet néfaste sur l'état de surface.

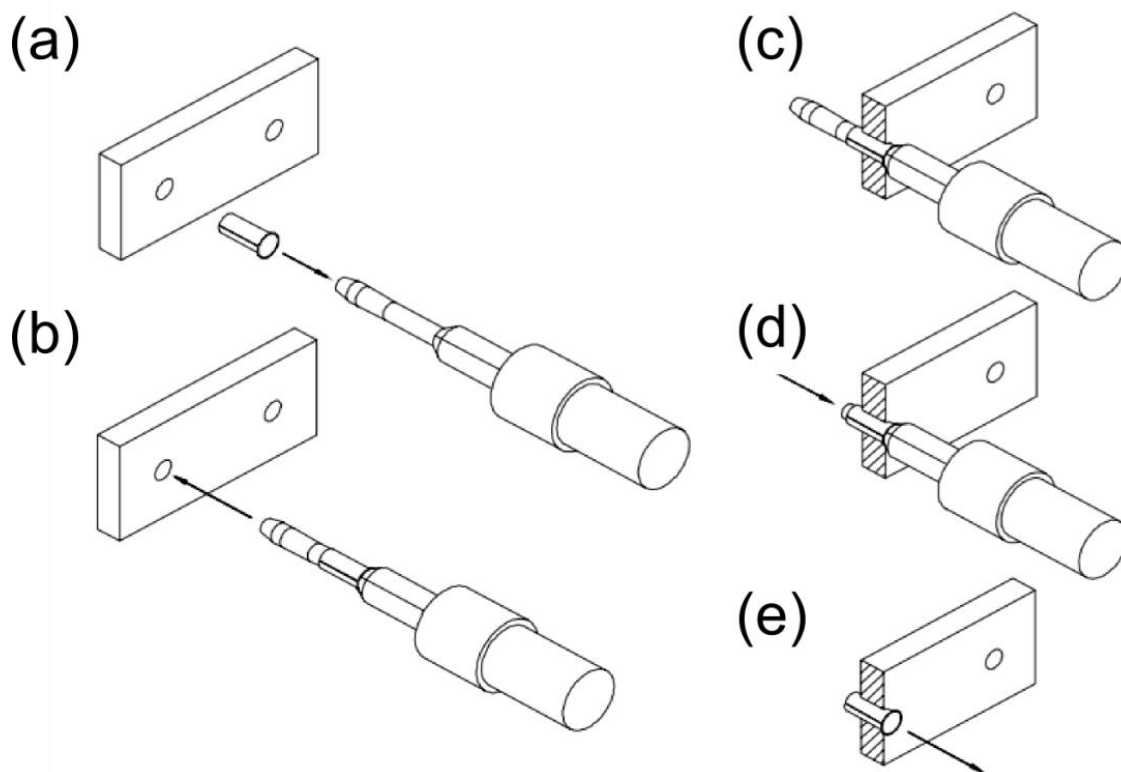


Figure 1.5 - Étapes d'expansion à froid (figure adaptée de Restis and Reid [2])

## 1.4 Modèles analytiques de prédiction des contraintes résiduelles

Les premières prédictions des contraintes résiduelles engendrées par l'EEF ont été effectuées à l'aide de modèles analytiques. Ceux-ci permettent une estimation rapide des contraintes sans toutefois nécessiter une grande puissance de calcul.

Le modèle de Hsu et Forman [3] consiste en une analyse élasto-plastique d'un trou sous pression dans une plaque infinie en état de contraintes planes. Le critère de plasticité de von Mises y est utilisé pour le chargement du trou. Aucune interaction avec le mandrin n'est considérée; le chargement est donc défini comme une pression uniforme et parfaite sur les parois du trou. Le déchargement est quant à lui considéré purement élastique.

Le modèle de Rich-Impellizzeri [4] considère une plaque de dimensions finies dans un état de déformations planes. Le critère de plasticité pour le chargement du trou demeure celui de von Mises. Cependant, une interaction entre le mandrin et la plaque est prise en compte de façon purement élastique. Le déchargement est élastique sauf qu'une déformation plastique tangentielle en compression peut exister. Cela diminue la valeur absolue des contraintes résiduelles à cet endroit.

Le modèle de Ball [5] est une extension du modèle de Hsu-Forman de sorte à inclure une portion plastique pour le déchargement. De plus, l'effet de Bauschinger, qui considère que la réponse d'un matériel variera en fonction de son état précédent de contraintes, est pris en compte. L'effet de Bauschinger est sommairement illustré sur la Figure 1.6 à l'aide d'un exemple de chargement complètement renversé. Cet effet est important dans l'EEF puisque la plastification lors du chargement affectera le niveau de plastification atteint lors du déchargement.

Le modèle de Ball a été vérifié à l'aide de mesures de diffractions par rayons X sur un échantillon de 6.35 mm (0.25'') d'épaisseur en aluminium 2124-T851 [6]. La Figure 1.7 compare ces données expérimentales aux modèles de Hsu et Forman [3], Rich-Impellizzeri [4] et Ball [5].

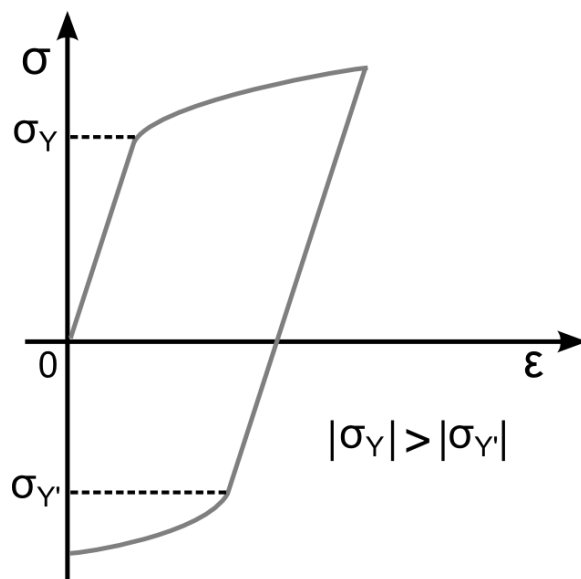


Figure 1.6 Exemple de l'effet de Bauschinger sur un cycle de chargement renversé; suite à un chargement en tension jusqu'à la plasticité, un chargement en compression atteint plus rapidement la plasticité

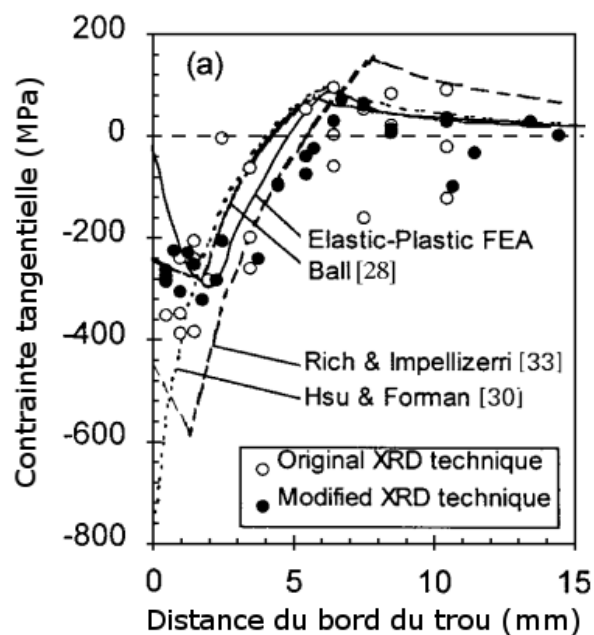


Figure 1.7 Comparaison des contraintes tangentielles prédites par des modèles analytiques avec des données expérimentales obtenues par diffraction de rayons X (figure adaptée de Ball and Lowry [6])

### 1.4.1 Analyse générale des modèles

Le Tableau 1.1 présente une synthèse des hypothèses considérées dans les modèles présentés précédemment. La première différence entre les modèles porte sur le déchargement. En effet, parmi les trois modèles, seul celui de Ball prend en compte un déchargement élasto-plastique. L'atteinte de cette plasticité inverse lors du déchargement a été dénotée par plusieurs chercheurs [5, 7, 8].

Seul le modèle de Rich-Impellizzeri tient compte de la déformation élastique du mandrin. Il est certain que cette déformation élastique a une incidence sur l'état du trou écroui au final, mais il reste à déterminer si ce n'est pas plutôt le passage du mandrin au travers du trou qui affecte le plus cet état. C'est d'ailleurs cet élément qui nous amène à nous interroger sur la simplification bidimensionnelle d'un procédé clairement tridimensionnel (3D). En ce sens, l'hypothèse d'un état de déformation plane proposé par Rich-Impellizzeri est questionnable puisque le mandrin par son passage devrait engendrer de la déformation hors plan.

Finalement, aucun modèle existant ne prend en compte la discontinuité géométrique créée par l'ouverture dans le manchon. Cette dernière engendre un déplacement radial dans le trou non uniforme. Le modèle de Ball est celui qui s'approche le plus d'une bonne approximation des contraintes au bord du trou. Par contre, son implémentation numérique n'offre pas d'avantages comparativement aux informations tridimensionnelles qui peuvent être tirées de modèles d'EF.

Tableau 1.1 : Résumé des hypothèses considérées dans les modèles analytiques étudiés

Modèle	Chargement	Déchargement	Mandrin	État plan
Hsu-Forman	Élasto-plastique	Élastique	-	Contrainte plane
Rich-Impellizzeri	Élasto-plastique	Élastique (partiellement plastique)	Élastique	Déformation plane
Ball	Élasto-plastique	Élasto-plastique	-	Contrainte plane

## **1.5 Modèles bidimensionnels (2D) par éléments finis**

Un modèle d'éléments finis 2D ne peut être qu'une approximation de la physique réelle gouvernant le comportement mécanique d'un échantillon troué soumis à l'EEF. Il est cependant intéressant de s'attarder aux travaux qui ont été effectués sur le sujet afin d'en déterminer la capacité d'approximation, même si ce n'est que pour estimer un rapprochement de la prédiction avec une zone précise sur une pièce écrouie.

### **1.5.1 Étude purement bidimensionnelle**

Une étude récapitulative des modèles 2D a été effectuée par Poussard, et al. [9]. Des modèles en conditions de contraintes et déformations planes pour des écrouissages isotrope et cinématique ont été étudiées. Le chargement appliqué sur les modèles était un déplacement uniforme imposé sur les nœuds du trou, suivi d'un relâchement. Les résultats prédits par ces modèles ont par la suite été comparés à une portion expérimentale sommaire.

Les conclusions de cette comparaison recommandent fortement l'utilisation d'un modèle tridimensionnel plus complet étant donné les différences entre les résultats expérimentaux et les simulations. Peu d'informations concernant la technique de mesure, les endroits géométriques mesurés ainsi que les hypothèses prises sont présentés dans cet article [9]. Il s'agit d'ailleurs d'un problème généralisé de la présentation des portions expérimentales dans les articles traitant de l'EEF, ce qui rend délicate l'utilisation des données expérimentales publiées.

## **1.6 Modèles tridimensionnels par éléments finis**

### **1.6.1 Hypothèses de conception**

Les premiers éléments de distinction importants au niveau des hypothèses employées par les différents chercheurs portent sur les géométries (éléments modélisés tels que les outils, les supports, etc.) ainsi que les modèles utilisés pour représenter les matériaux impliqués. L'impact de ces éléments sur la simulation est majeur. Par la suite, des éléments tels le frottement entre les différentes parties modifient les résultats à moins grande échelle.

Un consensus est observable en ce qui concerne le nombre d'éléments requis afin d'obtenir la convergence du modèle [10-12]. En effet, étant donné l'importante déformation subie

dans les environs immédiats du trou écroui, un raffinement du maillage est requis afin de capter toutes les subtilités mécaniques. La Figure 1.8, tirée de Houghton et Campbell [8], permet d'apprécier l'ordre de grandeur des éléments généralement employé par les chercheurs dans un modèle incluant le manchon et le mandrin.

#### 1.6.1.1 Géométries / éléments modélisés

La plaque contenant le trou est généralement modélisée comme une surface parfaitement plane. Le mandrin est modélisé suivant deux approches. La première consiste à idéaliser le mandrin comme étant une forme purement conique s'introduisant dans le trou à écrouir [13]. La seconde approche consiste à modéliser le mandrin suivant le modèle présenté dans la documentation de FTI illustré à la Figure 1.3 [7, 14].

Le manchon est souvent omis des modèles [15-17] suivant l'hypothèse que ce dernier n'aura pas de contribution importante sur l'état final du trou écroui. Selon cette hypothèse, le manchon serait présent pour faciliter le passage du mandrin dans le trou par sa lubrification ainsi que pour simplifier la procédure pour une utilisation facile sur le terrain puisque c'est le manchon qui cause l'interférence entre les pièces (le mandrin étant de plus petit diamètre que le trou pour rendre l'insertion aisée). Cette hypothèse est considérée erronée par plusieurs qui ont choisi d'inclure le manchon, avec l'ouverture ou non [7, 8, 11, 18], et qui en sont arrivés à des résultats différents, principalement au niveau des contraintes à travers l'épaisseur.

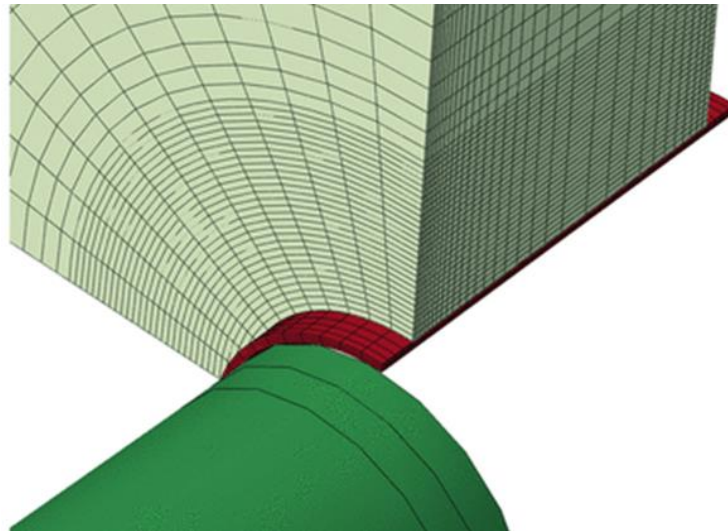


Figure 1.8 Modèle d'EF typique contenant le mandrin, le manchon ainsi que la pièce à écrouir (figure adaptée de Houghton et Campbell [8])

### 1.6.1.2 Modèles de matériau

Pour l'expansion à froid effectuée dans des échantillons d'aluminium, il a été montré par De Matos, et al. [11] que l'on doit considérer un modèle d'écrouissage cinématique. Les relations de contraintes-déformations du matériau sont implémentées dans les modèles par l'entremise de la discrétisation d'une courbe expérimentale d'essais en tension ou en compression statique.

Le mandrin a été considéré soit comme étant un corps parfaitement rigide [7, 8, 14, 18] ou déformable élastiquement [17, 19, 20]. Il est raisonnable de considérer un comportement élastique puisque l'outil est longtemps réutilisable, ce que ne permettrait pas la moindre déformation permanente. Il doit être noté qu'aucun travail approfondissant cette hypothèse n'a été trouvé.

Le manchon a été modélisé comme un corps élastique en acier inoxydable [7, 8, 18]. Cette hypothèse est questionnable car, en pratique, le manchon est considérablement déformé lors de l'application du procédé.

### 1.6.1.3 Conditions aux rives

Deux types de conditions aux rives sont présents dans les modèles relevés de la littérature. Les premières, sous forme de conditions de symétries, visent à réduire le temps de calcul. Les secondes tentent de bien représenter la physique du problème en considérant par exemple les supports retenant la plaque trouée.

#### 1.6.1.3.1 Symétries

Le choix d'une symétrie pour le modèle est directement imputable aux hypothèses concernant le manchon. En effet, si l'on considère l'ouverture dans le manchon, on supposera qu'une moitié de modèle est suffisante. Cette hypothèse suppose de plus que la zone affectée par l'ouverture sera de plus du quart du modèle complet. C'est ce qu'ont supposé plusieurs chercheurs [7, 19]. Sans cette ouverture, un modèle axisymétrique [21] peut représenter adéquatement la physique du problème.

### 1.6.1.3.2 Conditions aux rives physiques

Deux méthodologies principales sont utilisées pour retenir la pièce pendant l'écroutissage. La première consiste à supporter la pièce à l'aide d'une autre pièce, appelée support, qui est trouée et positionnée sous l'échantillon [18]. La dimension est variable en fonction des chercheurs. Le support est encastré et une condition de contact entre celui-ci et la pièce est introduite. La Figure 1.9 (a) illustre cette situation. Il est à noter que le manchon est généralement contraint en sa base dans la direction perpendiculaire à la plaque.

La deuxième approche consiste à contraindre la plaque par diverses conditions à ses extrémités, un exemple général étant le modèle d'Ismonov et al. [7]. La plus commune des conditions est d'encastrer les extrémités les plus lointaines du trou afin de simuler des mors retenant la plaque. La Figure 1.9 (b) illustre cette condition.

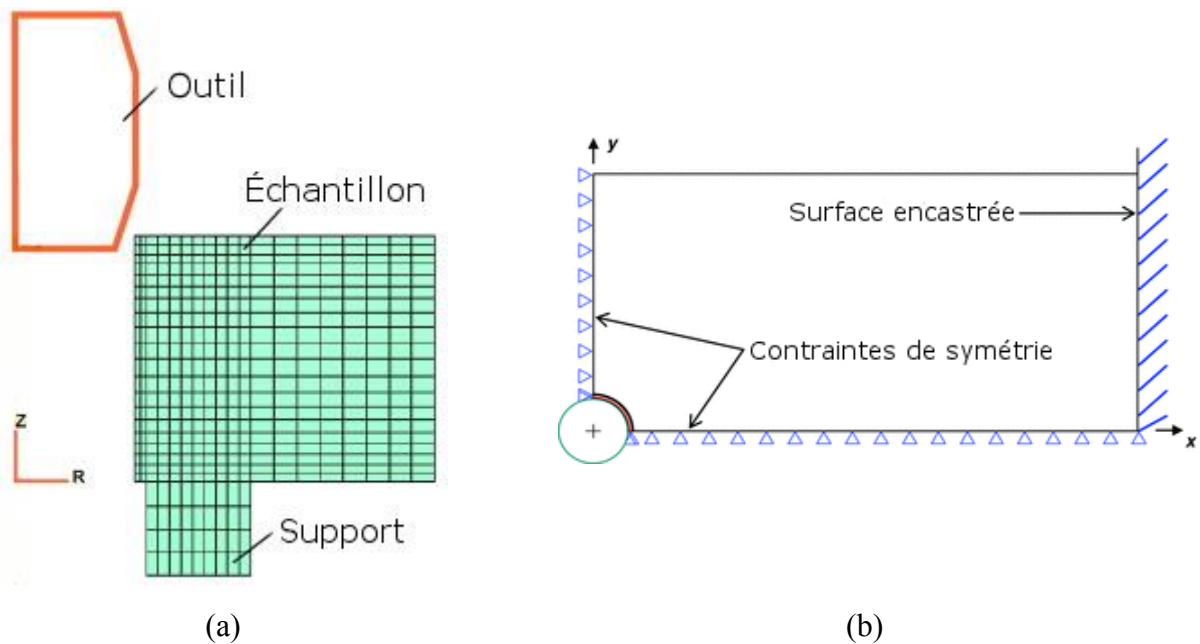


Figure 1.9 (a) Modèle contraint par l'entremise d'un support (figure adaptée de Maximov, et al. [14]); (b) modèle encastré à son extrémité (figure adaptée de Houghton and Campbell [8])



#### 1.6.1.4 Contacts et frottement

La plupart des chercheurs se sont contentés de spécifier que des éléments de contacts ont été utilisés à l'interface mandrin/manchon et manchon/coupon sans fournir les informations essentielles permettant à d'autres chercheurs de reproduire les modèles. Seule une recherche fait état de ses contacts, et ce en mentionnant uniquement que le type de contact utilisé est « 3D surface à surface » dans ANSYS [7].

Le frottement est généralement présent entre le manchon et la plaque [7, 8, 14, 18, 20], mais souvent négligé entre le mandrin et le manchon puisque ce dernier est lubrifié. Le modèle de frottement privilégié dans les recherches est celui de Coulomb et la valeur des coefficients utilisés varie de 0.1 à 0.3, souvent sans justification. Un seul modèle recensé étudie l'effet du frottement entre le mandrin et le manchon [8].

#### 1.6.1.5 Étapes de chargement

Plusieurs variantes sur les étapes de chargement sont suggérées dans la littérature. La première approche consiste à imposer un déplacement radial correspondant au pourcentage d'écrouissage à tous les nœuds du trou [15]. À la suite de ce déplacement imposé, un relâchement est effectué pour simuler le retour du matériau dans le trou post-expansion. Cette méthode ne prend pas en compte le déplacement progressif du mandrin.

La seconde stratégie consiste à modéliser le mandrin passant au travers du trou [7, 8, 11, 12, 14, 17-20]. Cette technique permet en tout point du passage de prendre compte de l'interaction entre non seulement la portion au diamètre majeur du mandrin, mais aussi les portions adjacentes de l'outil. Le relâchement est quant à lui simulé par une étape de chargement où l'outil n'est plus en contact avec le manchon. Finalement, certains chercheurs ont proposé de simuler l'alésage final à l'aide de fonctions de retrait d'éléments dans les divers logiciels d'éléments finis [7, 11, 15]. Prenons l'exemple précis pour ANSYS où la fonction *EKILL* est utilisée pour retirer les éléments de la portion qui sera alésée du trou. Cette fonction, tout comme ses équivalents d'autres logiciels, a pour effet d'attribuer une valeur de rigidité quasi nulle aux éléments sélectionnés et non de les retirer à proprement parler du modèle [22]. L'effet demeure le même puisque la contribution à la matrice de rigidité du modèle devient tout à fait négligeable.

Il est intéressant de noter qu'aucune recherche ne tient compte de l'état de contraintes initial de l'échantillon troué, tel que l'état du matériau utilisé (procédé de formation, trempe, etc.) qui pourrait affecter la distribution de contraintes, mais aussi le procédé de perçage et d'alésage initial, tel que décrit à la section 1.3.

## 1.6.2 Distribution des contraintes

### 1.6.2.1 Indications de FTI

Des données sommaires sont fournies quant à la distribution des contraintes générées par l'EEF par FTI [23]. La Figure 1.10 illustre ces indications générales. On y remarque que la magnitude de la contrainte maximale en compression est à peu près équivalente à la limite d'élasticité en compression pour le matériau. La zone compressive générée est décrite comme variant d'une à deux fois la valeur du rayon du trou à partir de son bord. Finalement, une portion de contraintes en tension équilibre les contraintes générées en compression, avec une valeur maximale voisine de 10 à 15% de la valeur de la limite d'élasticité en tension du matériau.

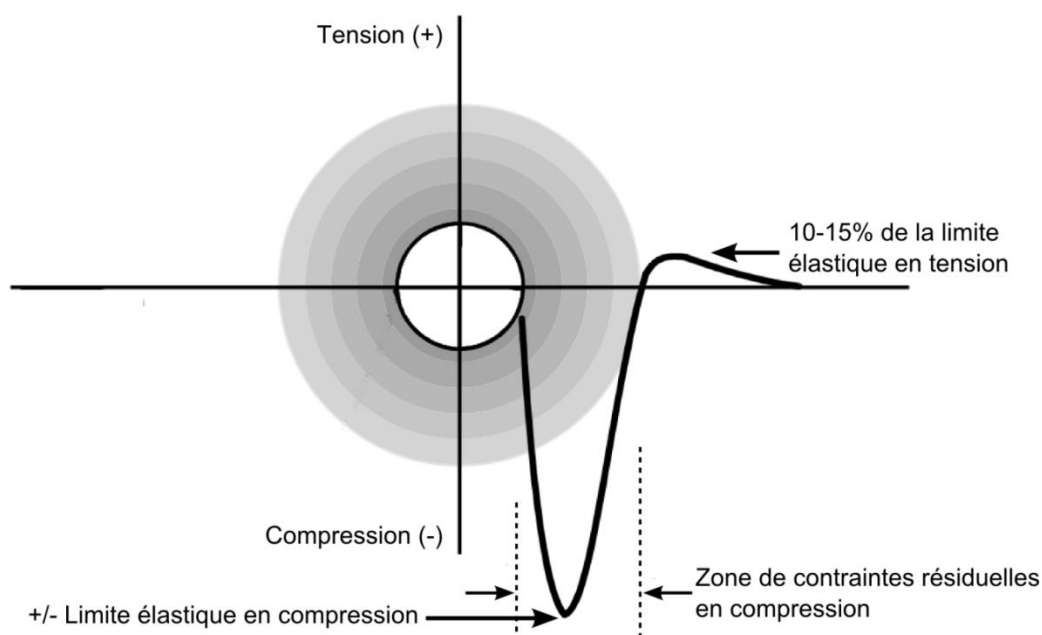


Figure 1.10 - Distribution des contraintes résiduelles tangentielles (figure adaptée de Restis and Reid [2])

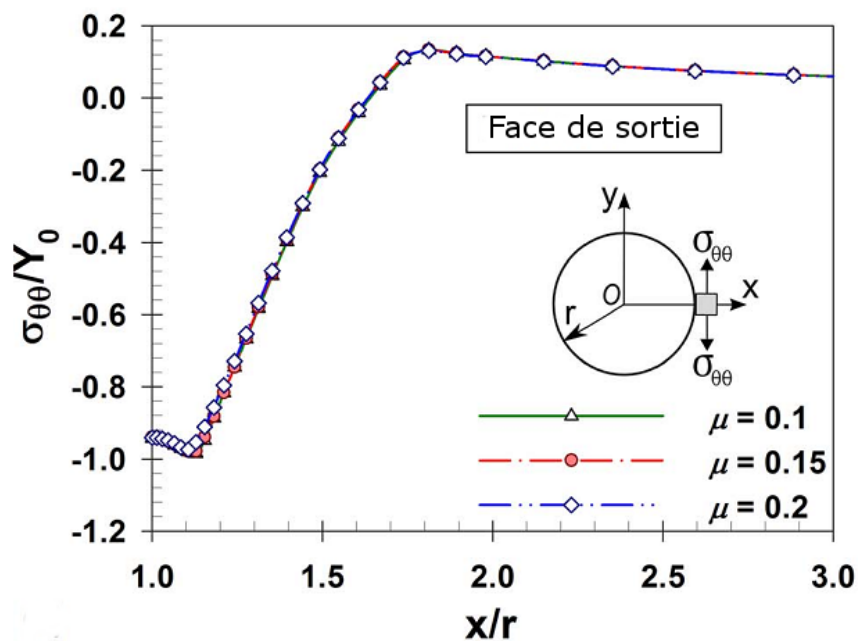
### 1.6.2.2 Aspect général des contraintes prédites par les modèles de simulations

Le premier aspect à considérer est la superficie de la zone affectée par l'écrouissage. La totalité des modèles, même ceux au chargement simplifié, présentent des résultats qui s'inscrivent dans l'approximation donnée dans la documentation de FTI [23]. Cette approximation évalue la zone affectée totale à environ deux fois le diamètre du trou écroui. Il est cependant remarqué que cette zone grandit si l'on considère un trou à écrouir de plus fort diamètre initial [2].

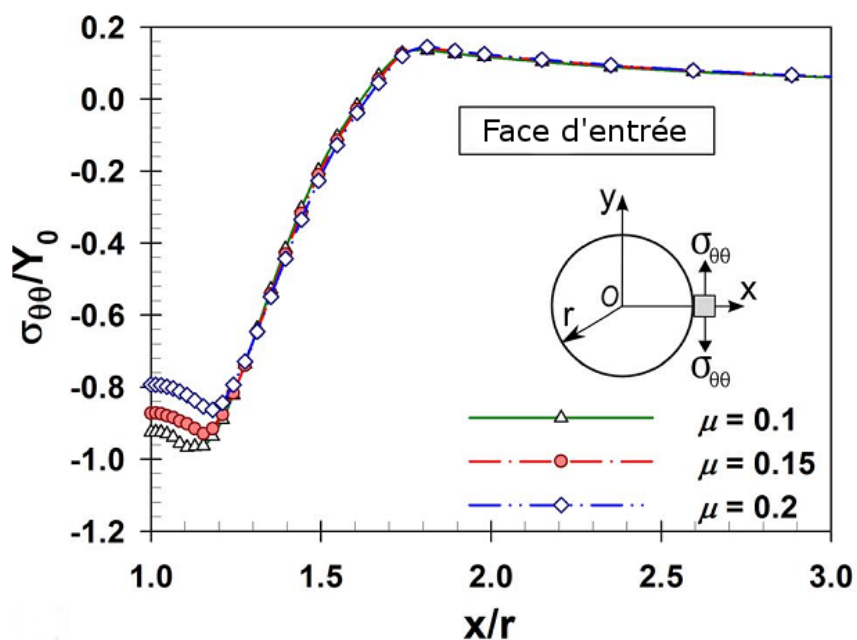
Les modèles où le passage du mandrin est simulé présentent des contraintes résiduelles tangentielles en compressions plus élevées (en valeur absolue) à la face de sortie (relative à l'outil) qu'à la face d'entrée. Le maximum se retrouve cependant entre ces dernières plus près de la face de sortie. Tel que suggéré par FTI, la valeur maximale de la compression s'apparente à la limite d'élasticité en compression du matériau. Ce maxima n'est généralement pas en bordure du trou, mais près de cette dernière, tel qu'illustré sur la Figure 1.11. Cette figure présente les contraintes tangentielles normalisées en partance du bord du trou écroui vers l'extérieur de l'échantillon pour la face de sortie et d'entrée sous différents coefficients de frottement entre le manchon et le trou. Finalement, l'alésage du trou semble n'induire qu'un faible relâchement des contraintes en bordure du trou [15], plus facilement observable sur la face d'entrée.

### 1.6.2.3 Effet de l'ouverture du manchon

Les impacts sur le champ de contraintes résiduelles qu'aura l'ouverture du manchon dépendent assez fortement de sa modélisation puisqu'il ne s'agira au final que d'une différence dans l'interférence géométrique. Dans un premier cas, où est modélisé un demi-modèle avec une condition de symétrie sur une seule des faces du manchon [7], l'impact sur la répartition des contraintes est faible, comme on peut le remarquer sur la Figure 1.12 (a). Un second cas, présentant un modèle complet où une réelle ouverture physique est présente dans le manchon [18], révèle un plus grand impact sur les déformations par la présence d'une zone où aucun déplacement radial n'est imposé par le contact du manchon. La Figure 1.12 (b) présente une carte du champ de déplacement radial résultant sur une des faces d'un modèle. Il apparaît évident qu'une modélisation adéquate du manchon est requise afin de simuler convenablement le procédé complet d'expansion à froid.



(a)



(b)

Figure 1.11 Contrainte tangentielle normalisée en fonction du rapport de la distance à partir du trou divisée par le rayon pour divers coefficients de frottement ( $\mu$ ) entre le manchon et le trou (figures adaptée de Ismonov, et al. [7]); (a) face de sortie, (b) face d'entrée

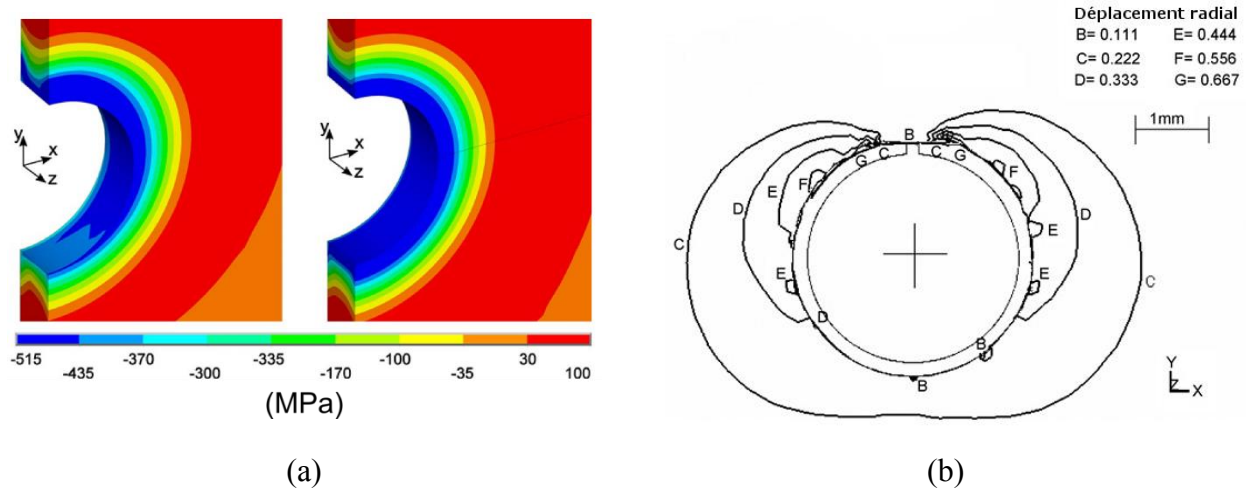


Figure 1.12 (a) Contraintes tangentielles (MPa) pour le manchon à extrémité libre (gauche) et contrainte (droite) (figure tirée de Ismonov, et al. [7]); (b) Déplacement radial résultant pour un modèle à ouverture géométrique du mandrin (figure adaptée de Nigrelli and Pasta [18])

#### 1.6.2.4 Contraintes à travers l'épaisseur / effet du frottement

La pénétration du mandrin dans le trou est le principal élément qui affecte la disparité de la distribution des contraintes dans l'épaisseur de l'échantillon. Le frottement aux interfaces affecte aussi les contraintes [7, 8]. Le premier élément important relaté est que le frottement entre le manchon et le mandrin n'affecte qu'une zone près de la face d'entrée de l'outil. De plus, l'impact de la variation du frottement est plutôt limité, tel que l'on peut le constater sur la Figure 1.11. Il est à noter qu'un contact sans frottement est généralement considéré entre le mandrin et le manchon puisque celui-ci est internement lubrifié. Les valeurs des coefficients de frottement présents dans la littérature ne sont pas appuyés par des données expérimentales.

### 1.6.3 Effet de la vitesse de passage du mandrin

La grande majorité des recherches présentées dans la littérature considèrent le procédé d'expansion à froid comme étant quasi-statique. Seuls deux chercheurs proposent dans leurs modèles de tenir compte de la vitesse de passage du mandrin, et ce suivant deux approches distinctes. La première consiste à conduire une analyse par éléments finis quasi statique utilisant des propriétés de relations de contrainte déformation provenant d'essais de traction effectués à différentes vitesses [17]. La Figure 1.13 illustre les résultats de l'essai de traction pour un alliage d'aluminium 2A12T4 à différentes vitesses de chargement imposées.

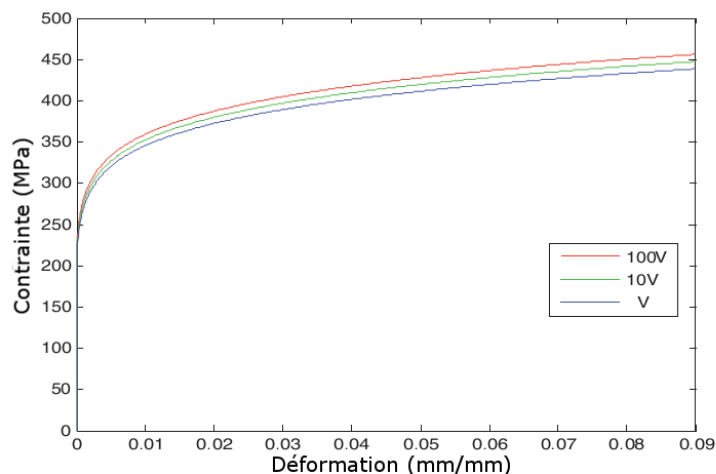


Figure 1.13 Résultats d'essais de tractions sur un alliage d'aluminium à vitesses  $V$  différentes (figure adaptée de Farhangdoost and Hosseini [17])

L'utilisation d'une telle stratégie permet d'observer une magnitude des contraintes résiduelles en compression plus élevée. Ce travail de recherche ne permet cependant pas de conclure quant à ce qui serait le plus représentatif de la physique réelle du problème puisqu'aucune comparaison avec des données expérimentales n'est effectuée.

La seconde approche consiste à employer un code d'éléments finis explicite. Le seul exemple de cette méthode en est un été réalisé avec le logiciel Deform3D, généralement utilisé pour simulé la mise en forme de pièces métalliques. Le matériau de l'échantillon a été défini par des propriétés mécaniques obtenues par une méthode d'essais classique sans égard à la vitesse de déformation (ASTM E 646-00). Des résultats similaires à ceux des recherches à hypothèses de vitesse quasi statique sont obtenus.

Des recherches sur le comportement d'alliage d'aluminium sous certaines vitesses de déformations conduites par El-Magd, et al. [24] ont montré qu'à température ambiante, les taux de déformations ont un impact négligeable sur le comportement mécanique de l'aluminium. Le procédé d'EEF peut donc être considéré comme étant quasi-statique.

#### 1.6.4 Pertinence des modèles tridimensionnels

Plusieurs études ont été conduites dans le but de comparer les résultats de modèles d'éléments finis d'écrouissage de trous en 2D et 3D [11, 15, 20]. Toutes considèrent le procédé comme générant un état de contraintes axisymétrique. Un consensus dans les conclusions des

différents chercheurs est que les modèles par éléments finis bidimensionnels prédisent des contraintes résiduelles tangentielle assez différentes lorsque comparés aux résultats surfaciques des modèles 3D, comme le démontre la Figure 1.14 tirée des travaux de Kang, et al. [15]. Sur cette figure sont comparés les contraintes prédites par deux modèles 2D sous conditions de contraintes planes et déformations planes avec celles prédites à la surface et à la mi-épaisseur d'un modèle 3D. On y remarque que les contraintes à la racine du trou prédites par les modèles 2D se situent entre celles prédites en surface et en mi-épaisseur du modèle 3D. De plus, la profondeur des contraintes résiduelles compressives diffère de plus de 1 mm, ce qui s'avère considérable. Il est important d'obtenir une excellente précision puisqu'une différence dans le champ de contraintes résiduelles pourra se traduire par une variation sur la prédiction de l'amélioration de la vie en fatigue résultante de l'EEF.

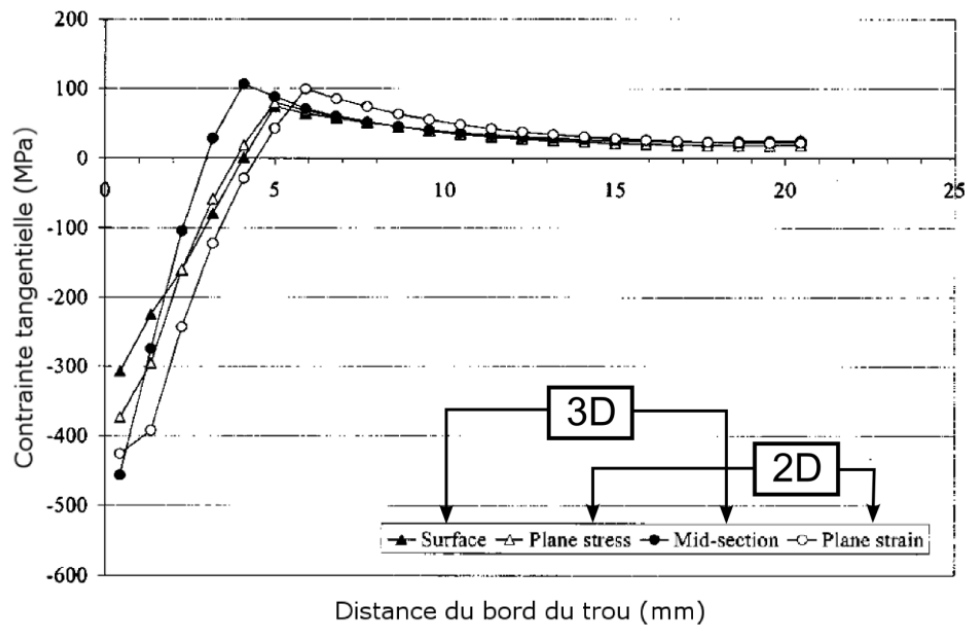


Figure 1.14 Comparaison des contraintes tangentielles à la surface et au plan médian prédites par éléments finis 3D et celles prédites par deux modèles par éléments finis 2D (figure tirée de Kang, et al. [15])

## 1.7 Analyse expérimentale des contraintes/déformations résiduelles

### 1.7.1 Méthodes destructives

#### 1.7.1.1 Méthode de Sachs

La méthode de Sachs est une mesure des contraintes résiduelles qui analyse la relaxation des déformations suite à l'enlèvement progressif de la matière. L'application spécifique au cas d'un trou écroui consiste à l'installation de jauges de déformations sur la surface extérieure d'un anneau ayant pour centre le trou écroui. Ensuite, le trou est progressivement agrandi par des techniques d'usinage qui affecteront peu la distribution de contraintes et les mesures des jauges sont enregistrées. Les déformations mesurées sont transformées en contraintes avec la loi de comportement du matériau et les contraintes résiduelles initiales peuvent être déduites. La Figure 1.15 illustre sommairement le procédé.

Plusieurs chercheurs ont opté pour cette méthode de mesure appliquée à l'EEF [15, 25, 26]. Les résultats représentent généralement peu les valeurs des simulations et l'erreur observée sur les mesures est généralement estimée à  $\pm 40$  MPa [25], ce qui est considérable étant donné que les contraintes résiduelles induites par le procédé sont voisines de la limite d'écoulement de l'aluminium.

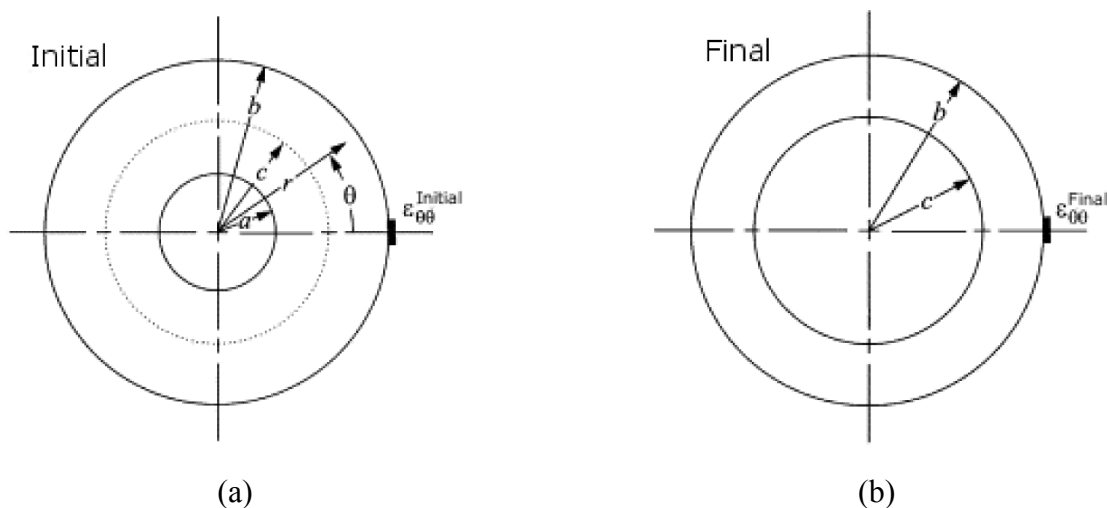


Figure 1.15 Méthode de Sachs; (a) État initial avec la déformation ( $\epsilon$ ) avant retrait de matière, (b) état final après le retrait d'une portion circulaire au milieu du cercle avec une nouvelle déformation (figure adaptée de Garcia-Granada, et al. [27])



### 1.7.1.2 Technique du contour

La technique du contour est aussi une technique de relâchement des déformations mécaniques qui mesure les contraintes résiduelles que dans une seule direction. La méthode est basée sur le principe de superposition élastique de Bueckner qui stipule qu'un problème élastique de fissure peut être réduit à un problème où la charge externe apparaît sous forme de charge distribuée en traction sur la facette de la fissure [28]. La technique du contour comporte trois étapes principales. L'échantillon est tout d'abord coupé par électroérosion en supposant que la surface de coupe soit parfaitement plane. Ensuite, sur la surface libre créée apparaissent des distorsions sous l'effet du relâchement des déformations. On mesure alors précisément le profil de déplacement de cette surface. La dernière étape consiste à traduire l'état de surface tridimensionnel en un état bidimensionnel de contrainte par l'entremise de logiciels d'éléments finis. Le principe est exposé sur la Figure 1.16.

Cette méthode de mesure a été utilisée afin de mesurer les contraintes tangentielles sur un plan à 90 degrés de l'ouverture du manchon [7]. La technique discrétise complètement le champ de contraintes tangentielles sur la face étudiée, ce qui permet une comparaison étoffée avec des résultats provenant de modèles de simulation. La Figure 1.17 présente une comparaison tirée d'un article d'Ismonov [7] pour le plan à mi-épaisseur entre son modèle d'EF et des mesures réalisées sur trois échantillons. On remarque des résultats expérimentaux généralement en concordance avec les données de simulation. Cependant, l'auteur n'adresse pas une estimation de la précision des résultats expérimentaux obtenus avec la technique du contour.

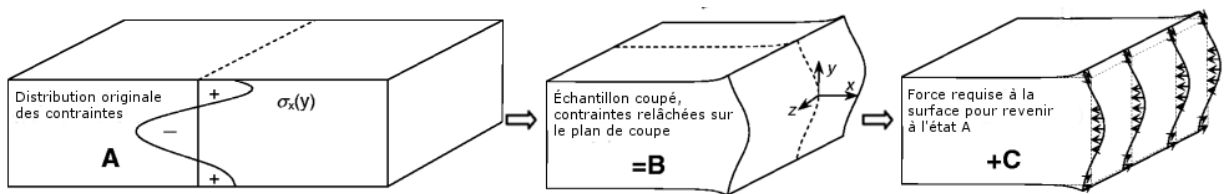


Figure 1.16 Technique du contour (figure adaptée de Pagliaro, et al. [29])

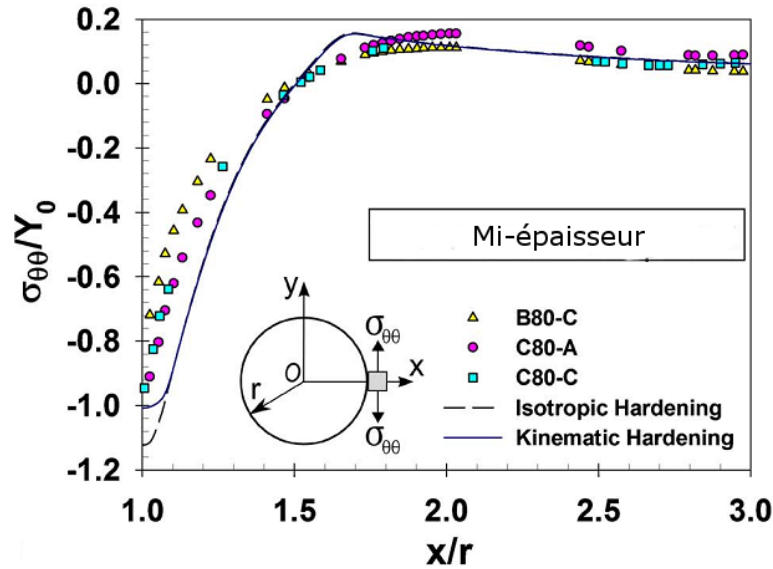


Figure 1.17 Comparaison des contraintes tangentielles mesurées par la technique du contour et celles simulées par un modèle tridimensionnel par éléments finis (figure adaptée de Ismonov, et al. [7])

## 1.7.2 Méthodes non destructives

### 1.7.2.1 Diffractions de neutrons / Diffraction de rayons X

La Diffraction des Neutrons (DN) et la Diffraction des rayons X (DRX) reposent sur la loi de Bragg qui traite du comportement des angles de diffraction d'un rayon bombardé sur un réseau cristallin [30]. Cette loi est appliquée afin de déterminer les différences d'espace inter planaires des plans de grains dans le matériau afin d'en déduire les contraintes équivalentes en les comparant aux espaces inter planaires d'un échantillon du même matériau non contraint. La principale différence entre la DN et la DRX est la source de l'élément bombardé sur l'échantillon. Toutes deux, lorsqu'appliquées purement à la détermination de contraintes résiduelles, sont très dépendantes des tailles des grains et de la texture générale [31]. De plus, les résultats ne peuvent être obtenus qu'à la surface ou à de faibles épaisseurs à l'aide d'électro polissage pour retirer la matière sans trop affecter les contraintes présentes.

Les méthodes de diffraction tiennent une place importante dans les recherches expérimentales traitant de l'EEF; plusieurs chercheurs ont en effet privilégié ces méthodes compte tenu de leur facilité d'application et de la disponibilité de l'équipement dans les milieux

de recherche [6, 15, 20, 21, 25]. Tous ont convenu de la difficulté d'obtenir une grande précision étant donné la relativement grande taille des grains dans les alliages d'aluminium jumelée à l'important gradient de contraintes présent autour du trou. En effet, les techniques de diffraction se réfèrent à une moyenne de distance inter planaire pour un grand échantillon (plus grand est l'échantillon, plus grande est la possibilité d'obtenir des résultats précis). Le peu d'éléments pour effectuer la moyenne induit une grande variabilité dans les mesures. Diverses techniques visant à améliorer la précision ont été proposées, mais résultent généralement en une zone de mesure plus grande qui oblige à effectuer une moyenne similaire sur les résultats de simulation. Le tout ne permet qu'une conclusion sommaire sur la validité des résultats. Les Figures 1.7 et 1.18 présentent des résultats typiques obtenus par différents chercheurs grâce aux méthodes de diffractions.

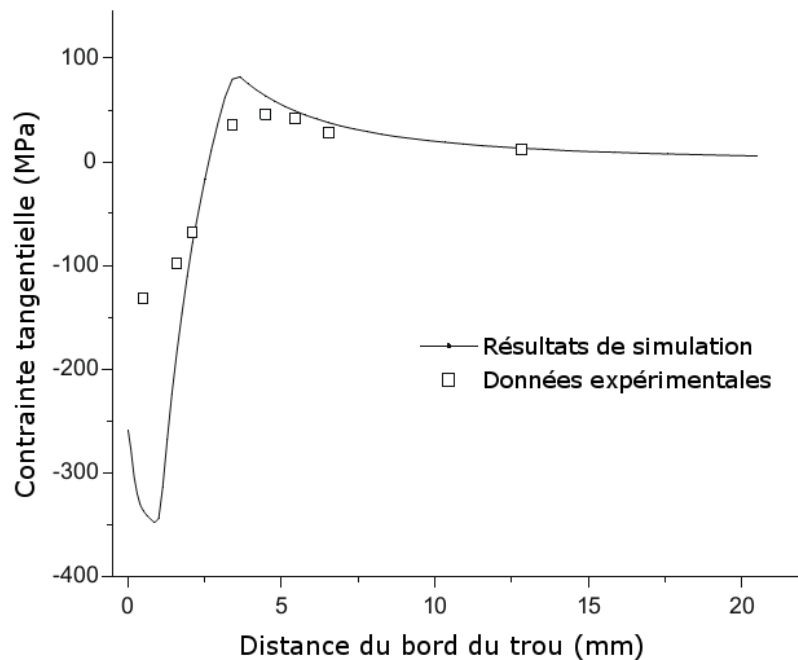


Figure 1.18 Comparaison de résultats d'un modèle par éléments finis et de données expérimentales obtenues par diffraction de rayons X (figure adaptée de Yongshou, et al. [20])

### 1.7.2.2 Corrélation d'images numériques

La Corrélation d'Images Numériques (CIN), est un procédé comparatif d'images permettant de mettre en relief des déplacements d'une surface texturée. Les échantillons à l'étude doivent généralement être recouverts d'un mouchetis présentant une texture la plus riche possible. Une image est ensuite prise par une caméra haute résolution afin de déterminer l'état initial de la surface. Une seconde image est prise et un algorithme numérique est utilisé afin d'estimer les champs de déplacements. Plusieurs variations sur le procédé peuvent être utilisées, par exemple l'exploitation de deux caméras placées à l'oblique de la surface qui permettent de capter des déplacements hors plan.

La technique requiert cependant une certaine minutie. Une dégradation par de forts champs de déplacements ou bien un mauvais éclairage ne permet pas de relever tous les contrastes et peut altérer les résultats. Dans le cas précis de l'EEF, lorsque l'on tente de mesurer les champs de déplacements à divers avancements du mandrin dans le trou, l'ombre de l'outil peut réduire la quantité de résultats traitables si le positionnement de l'éclairage n'est pas adéquat [32].

La CIN a été utilisée lors d'expériences d'expansion à froid dans divers alliages d'aluminium dans les laboratoires du Conseil National de Recherche du Canada (CNRC). Ces recherches ont conduit à des champs de déplacements très précis [33-35]. La Figure 1.19 illustre de telles mesures. Il doit être noté que le mouchetis en bordure du trou est endommagé lors du procédé, ce qui ne permet pas d'obtenir des mesures dans cette zone.

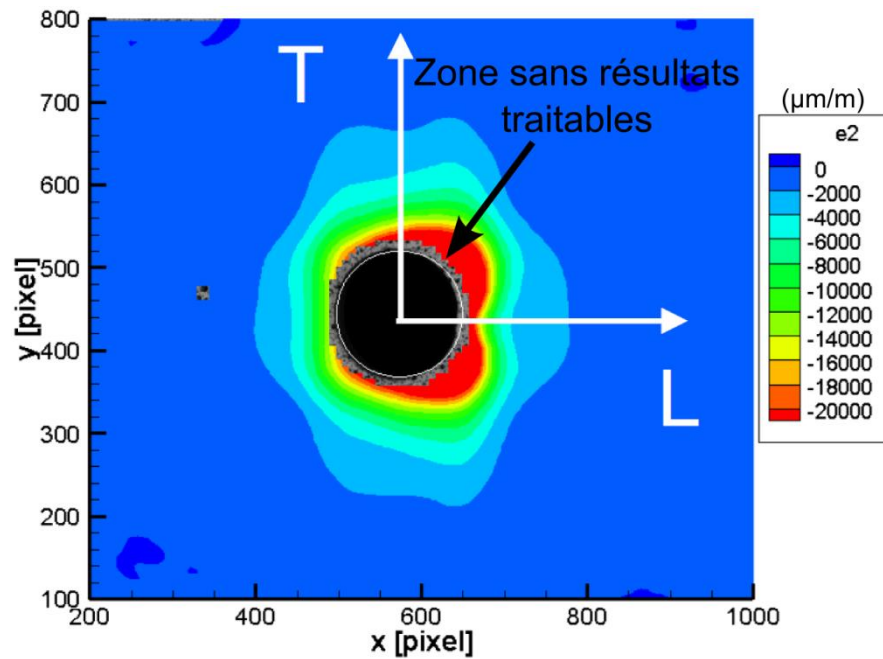


Figure 1.19 Zone sans résultats traitables dans le champ de déplacement ( $\mu\text{m/m}$ ) obtenu par CIN. L représente le sens long des grains et T le sens transverse (figure adaptée de Backman and Patterson [34])

## CHAPITRE 2 RATIONELLE DU PROJET

### 2.1 Constats

La revue de littérature a mis en évidence les points suivants :

- Le développement de modèles analytiques pour prédire les contraintes lors de l'EEF est à proscrire étant donné leur faible précision
- Un modèle 2D d'EF ne permet pas d'adéquatement représenter la tridimensionnalité du problème d'EEF.
- Un modèle axisymétrique par éléments finis ne serait pas en mesure de simuler la présence d'une ouverture dans le manchon. Cette dernière est très importante puisqu'elle est responsable d'une non-uniformité du champ de contraintes résiduelles.
- Un modèle 3D d'EF permet de capter adéquatement le comportement mécanique des différentes parties présentes dans l'EEF. Sa précision dépendra de la justesse physique des hypothèses. Les simplifications quant au comportement et à la géométrie du manchon ont des effets marqués.
- Un modèle d'EF très raffiné est requis afin d'assurer la convergence de la solution compte tenu de la zone de forte déformation située directement aux abords du trou.
- La simulation du déplacement du mandrin au travers du trou est à privilégier par rapport à un déplacement radial imposé des nœuds afin de reproduire l'interaction évolutive entre le mandrin et le trou.
- Le manchon doit être présent dans le modèle de prédiction et son ouverture doit être modélisée convenablement
- Les méthodes destructives de mesures de contraintes et déformations offrent une précision qui peut s'avérer suffisante. Les manipulations associées sont cependant délicates.
- La mesure des contraintes par diffraction est mal adaptée à l'obtention de mesures précises sur les échantillons d'aluminium étant donné la forte taille des grains de leur structure cristalline jumelée aux forts gradients de contraintes sur une petite surface.

- La méthode de corrélation d'images permet d'obtenir un champ de déplacement précis autour d'un trou écroui. Les données en bordure directe de celui-ci sont par contre difficilement mesurables.

## 2.2 Hypothèses et choix de méthodes et techniques

Afin de privilégier une approche physique complète, plusieurs éléments importants sont à souligner pour la simulation :

- Le mandrin se doit d'être géométriquement représentatif de son état physique réel afin de bien représenter son interaction avec le trou.
- Une étude expérimentale du comportement du manchon *in situ* est requise afin de comprendre les comportements à simuler
- Les différents éléments (échantillon troué, mandrin et manchon) doivent être représentés par un modèle de matériau (plastique, élastique) qui reproduit le comportement réel sous chargement. Un modèle plastique avec écrouissage cinématique est nécessaire pour simuler le comportement de l'aluminium
- Les conditions aux rives doivent être représentatives des conditions de maintien réel (ex. mors), mais aussi de l'interaction avec le support de l'outil d'EEF.
- La seule symétrie possible pour simuler l'EEF sur un échantillon simple en est une passant par le centre de l'ouverture du manchon. Le modèle résultant est celui d'un demi-échantillon.
- Les contacts entre toutes les interfaces doivent être simulés, et ce, avec frottement. Souvent considéré comme sans frottement, le contact entre la portion interne lubrifiée du manchon et le mandrin devrait être étudié avec de faibles valeurs de coefficients de frottement.
- Il semble que l'hypothèse d'un comportement statique soit justifiée.

Le principal élément limitatif des récentes recherches visant à simuler l'EEF dans des alliages d'aluminium est le manque de données expérimentales, que ce soit sous forme de contraintes ou de déformations résiduelles. Il devient alors difficile de conclure quant à la validité des hypothèses utilisées.

Trois approches expérimentales ont été retenues pour cette étude. La première est la mesure des contraintes par diffractions de rayons X. Cette technique peut être employée pour obtenir une mesure moyenne des contraintes qui pourrait être comparée à des résultats de simulation. Ces travaux ont été effectués à l'École de Technologie Supérieure (ETS).

La seconde approche retenue est la CIN sur des images prises lors de la réalisation du procédé. Ces travaux ont été réalisés au Conseil National de Recherche du Canada (CNRC).

Finalement, comme aucune des techniques précédentes ne permet de quantifier le déplacement hors plan causé par le flux de matériau déplacé par le mandrin, une méthode optique de profondeur de défocalisation (Depth from Defocus) a été utilisée. Cette méthode mesure la variation de hauteur des éléments dans un champ de vision et fournit le déplacement hors plan sur les faces d'entrée et de sortie. Ces mesures ont été effectuées dans les laboratoires de métallurgie de Bell Helicopter.

## **2.3 Méthodologie**

Le travail de recherche qui a été effectué est essentiellement présenté dans un article scientifique au Chapitre 3. D'abord, le mandrin a été numérisé et le comportement du manchon lors de l'écrouissage a été expérimentalement observé. Ces mesures ont par la suite été incluses dans la conception d'un modèle de simulation d'EF, de même que des contacts (incluant le frottement) et des conditions aux rives physiquement réalistes. Les résultats des simulations ont finalement été comparés aux mesures expérimentales de contraintes, déformations et déplacements hors-plan. Des compléments d'information à l'égard de l'effet du frottement ainsi que la redistribution des contraintes due à la simulation de l'alésage sont présentés au Chapitre 4. Enfin, les conclusions de cette recherche sont exposées au Chapitre 5.



# CHAPITRE 3     ARTICLE 1 : REALISTIC COLD EXPANSION FINITE ELEMENT MODEL AND EXPERIMENTAL VALIDATIONS FOR ALUMINIUM ALLOYS

Maxime Lapalme\*, Majid Hoseini\*\*, Philippe Bocher\*\*, Alain Colle\*\*\*, Martin Lévesque\*

*\*Département of Mechanical Engineering, Polytechnique Montréal,*

*\*\*Département of Mechanical Engineering, École de Technologie Supérieure*

*\*\*\* Bell Helicopter Textron Canada Limited*

Cet article a été soumis le 14 août 2013 à la revue scientifique *Experimental Mechanics*.

## 3.1 Abstract

Accurate understanding of the residual stresses produced by cold expansion (CX) of rivet holes is required for fatigue considerations, as well as for better addressing the loading problems in aerospace parts. This paper presents a physically based finite element (FE) model for predicting the residual stresses in aluminium parts submitted to CX. The model relies on experimental measurements for both construction and validation purposes. The model predictions were compared against the experimental results delivered by three different complementary techniques: Digital Image Correlation (DIC) (provided strain fields on the surface of the workpiece); X-Ray Diffraction (XRD) (provided residual stresses measurements on the surfaces); Microscopy measurements (measured the out-of-plane displacement on the hole bore). The FE model proves to be in good agreement with the experimental data. Further considerations on the simulation method regarding geometries, boundary conditions and friction effect are also discussed.

**Keywords**     Cold-expansion - Plasticity - Finite element analysis - X-ray diffraction - Digital image correlation - Residual stress - Residual strain

## 3.2 Introduction

Holes on aerospace structures used for assembly purposes must withstand important loads as they act as stress raisers and could promote fatigue crack initiation. A technical solution to alleviate this phenomenon consists of Cold Expanding (CX) the hole in order to generate beneficial compressive tangential residual stresses [36]. The method consists in drawing an oversized mandrel through a smaller diameter hole with a hydraulic automatic puller. The mandrel slides into an internally lubricated split-sleeve used to ease the process, allowing it to be performed even if only one side of the hole is accessible. Figure 3.1 depicts the CX process. The method was specified by Fatigue Technology Inc. (FTI) [2] and has been widely used in the industry for the last 30 years.

Analytical models have been developed for predicting the residual stresses induced by the CX process. For example, Hsu & Forman [3] estimated the residual stress state in a plane stress condition by considering an infinite elastic-plastic plate having a hole submitted to internal pressure. Rich & Impellizeri [4] suggested a finite plate geometry in a plane strain condition and considered an elastic interaction with the mandrel. Ball [5] expanded Hsu & Forman solution by considering the elasto-plastic unloading and the Bauschinger effect. However, the complex and progressive interaction between the mandrel and the expanded hole was not considered in his model.

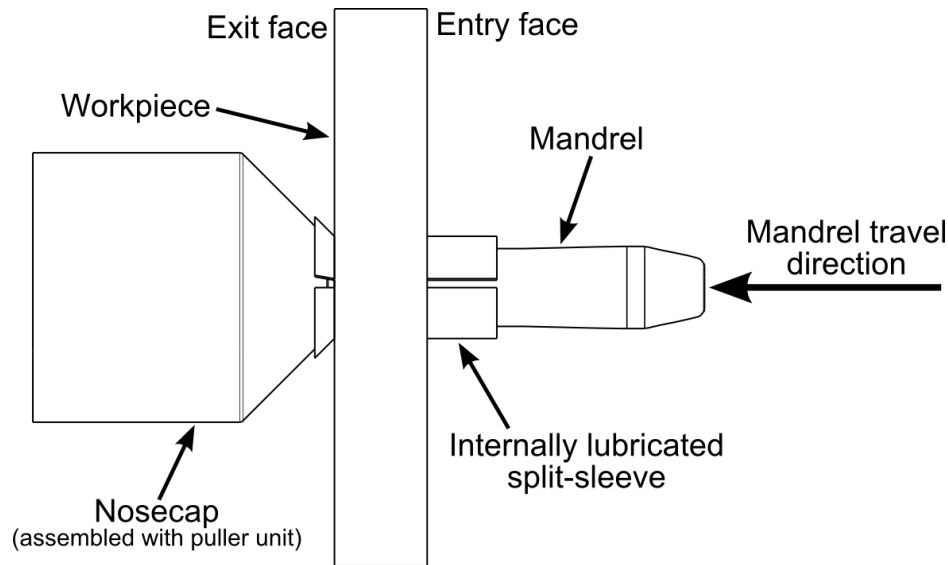


Figure 3.1 - FTI cold expansion assembly. The mandrel is pulled through the split-sleeve that sits firmly on the noscap.

Numerical methods have also been used for modelling the CX process. For example, Poussard, et al. [9] used 2D finite elements (FE) to model the process by radially expanding the hole. Both plane strain and plane stress conditions were studied, as well as isotropic and kinematic hardening models for the treated part. However, the model did not represent explicitly the mandrel and the split-sleeve. Many researchers developed both 2D and 3D FE models to predict residual stresses and discussed the eventual differences between both modelling strategies [11, 15, 20]. It was found that 2D models overestimate the induced compressive stresses and were unable to accurately capture the residual stress state of neither the entry nor the exit faces.

3D FE analyses provide useful insights about the residual stresses generation during the CX process. For example, Chakherlou and Vogwell [13] simulated purely conical mandrels whereas Ismonov et al. [7] and Maximov et al. [14] simulated mandrels reproducing the real geometry. The comparison of these studies revealed that the mandrel geometry has a significant effect on the residual stress field. Many authors assumed a rigid [7, 8, 14, 18] while others assumed an elastic [17, 19, 20] behavior for the mandrel. The models considering an elastic mandrel predicted lower compressive residual stresses, as well as a slightly different stress distribution pattern close to the hole, when compared to those predicted by the models featuring rigid mandrels.

The split-sleeve was often omitted from the models [15-17] under the assumption that it only limits the axial deformation and its effects on in-plane deformation are marginal. Many authors [8, 11, 14, 20, 21] assumed a continuous sleeve that allowed quarter symmetry or axis-symmetric conditions. Realistic split-sleeves assumptions were also considered using 180 degrees models where one side of the sleeve was left unconstrained at the symmetry plane to allow its tangential opening motion [7]. Another approach was proposed by Nigrelli and Pasta [18] where the split-sleeve was modelled with a less than 180 degree model to represent the actual state of the sleeve at the beginning of the mandrel movement. This representation suggested that a major discontinuity was present around the split position and the effect was noticeable all around the hole.

Most researchers [7, 8, 13-15, 17, 18] who modeled aluminium workpieces assumed an elasto-plastic material model with kinematic hardening. This feature is important since it has been noted by many [5, 7, 8] that the cold expanded hole undergoes reverse yielding upon unloading.

In all the quoted works in this paper, the mandrel motion was modeled by contact analyses with imposed displacements. The contact between the mandrel and the sleeve was generally considered as frictionless, except in the works of Houghton and Campbell [8] who assumed a very low friction coefficient. The friction between the sleeve and the hole was typically modelled with a friction coefficient ranging from 0.1 to 0.3. The stress levels in the high deformation area at the edge of the hole were shown to be quite sensitive to the values of the friction coefficients [7, 8, 20]. It should be noted that we did not find any published experimental data to support these choices of friction coefficients.

A reaming operation after CX is required to adjust the diameter of the hole and to remove the ridge generated by the split in the sleeve. A simulation method for this process was proposed by Ismonov, et al. [7]. The procedure relied on the EKILL function in ANSYS to deactivate a layer of elements around the hole. The simulations revealed a stress relaxation, as well as a stress redistribution, that mainly affected the entry side.

Strain rates induced during CX were studied by Nigrelli and Pasta [18] with an explicit FE code. Farhangdoost and Hosseini [17] used material properties measured from high strain rates experiments and entered them for quasi-static simulations. Their predictions did not differ

from other published works neglecting strain rate effects. Such observations are consistent with those of El-Magd et al. [24] who showed that strain rate does not have a significant effect on the plastic behavior of aluminium at room temperature for rates up to  $1000 \text{ s}^{-1}$ . Considering the order of magnitude of the strains observed in this study (Section 6.1), the CX process would have to be performed in less than a microsecond to trigger strain rate effects, which is unrealistic.

Experimental validation of CX simulations is challenging since the process leads to a relatively high gradient of residual stresses confined within a relatively small area. Destructive stress measurement methods like Sach's boring method [15, 25, 26] and the contour method [7] have been used to assess the residual stress field in CX. An elaborate hole drilling technique developed by Ozdemir and Edwards [37] measured residual stresses through the thickness and around the CX hole. X-ray diffraction (XRD) and neutron diffraction (ND) methods were also considered by many authors [6, 15, 20, 21, 25] to measure the residual stresses around the hole. However, the fact that aluminium grains are relatively large and that the stress field is confined within a narrow region has limited the accuracy of the diffraction measurements.

Digital Image Correlation (DIC) techniques were also applied to obtain full field measurement of residual strains [32-35]. This technique can capture the strain heterogeneities due to the split-sleeve but cannot provide accurate results close to the bore of the hole.

The objective of this work was to develop a physically motivated simulation method for predicting the residual stresses generated by CX on an aerospace grade aluminium alloy. The methodology consisted, on one hand, in developing a 3D FE model representative of all components and interactions present in CX. On the other hand, the validation of the model was performed using XRD measurements, DIC full field strain measurements and optical measurements for the out-of-plane displacements near the hole. All experiments were conducted on samples with a thickness varying from 2.54 to 6.35 mm with a 4.7625 mm diameter hole centrally located.

This paper is organized as follows. Section 2 presents a series of experiments and observations that were key in establishing the FE model used to represent CX. Section 3 presents the details of the FE model developed while Section 4 presents the experimental procedures used for its validation. Section 5 presents and discusses the results while Section 6 concludes this work.

### 3.3 Pre-Simulation Experiments

#### 3.3.1 Shape of the Mandrel

The evolutive interference caused by the mandrel is a key factor influencing the residual stress field, especially through the thickness. While the mandrel travels through the hole, a contact is caused not only by the maximum diameter zone of the mandrel, but also by the ramps leading to it. The progression of the maximum interference zone also leads to a counterpart reaction where the surroundings springs back against the mandrel, as conceptually shown in Figure 3.2. In zone (a), the mandrel's largest diameter segment has already passed through, leaving the workpiece material to locally spring back elastically against the tip of the mandrel. In zone (b), the workpiece material is at its fully radially expanded state. In zone (c), the hole is progressively cold worked by the ramp zone. The complexity of this interaction thus requires the mandrel to be as representative as possible.

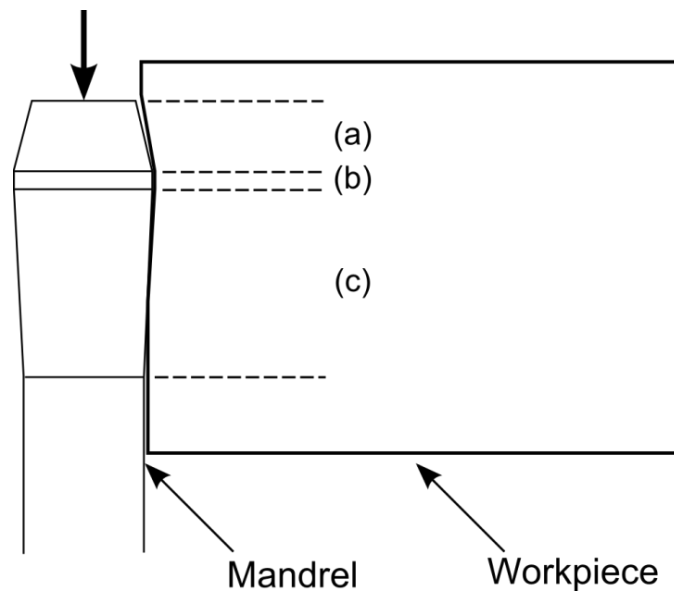


Figure 3.2 – Side view of the mandrel interaction with the workpiece. In zone (a), the workpiece springs back elastically towards the mandrel. Zone (b) represents the fully cold expanded area at that specific time while zone (c) presents the area of the workpiece that is progressively expanded by the ramp of the mandrel.

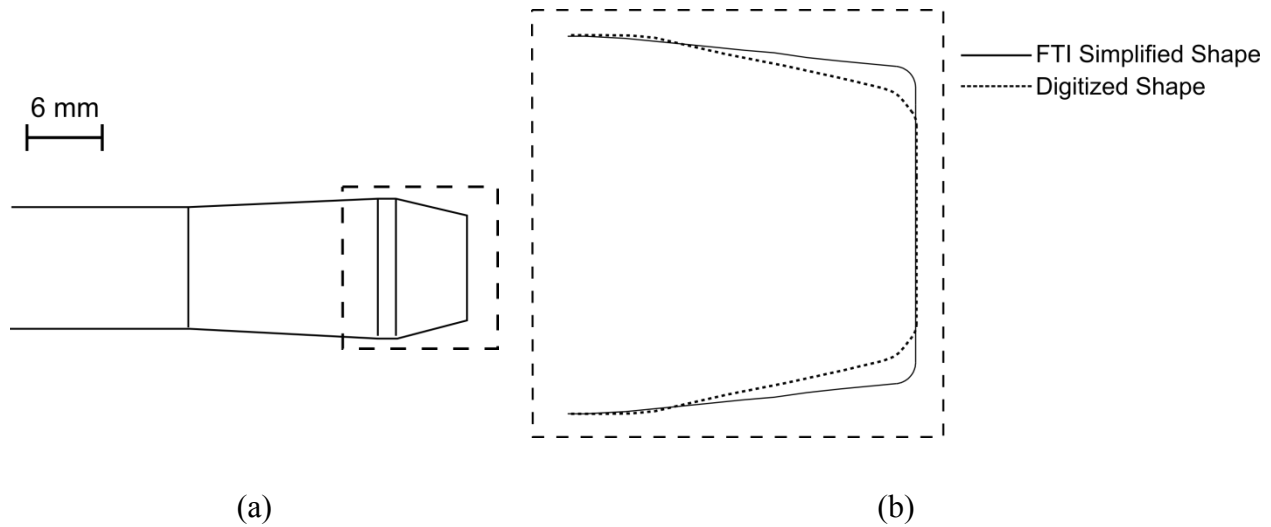


Figure 3.3 - Mandrel comparison; (a) Overview of simplified shape, (b) Zoom on the difference between the FTI simplified and the digitized shapes

Two barely used 6-0-N FTI mandrels, used for a fastener diameter of 4.7625 mm, were digitized with a highly accurate Coordinate-Measuring Machine (CMM). For each mandrel, four longitudinal profile lines with high point resolution were measured, 90 degrees apart from each other. A mean profile was then obtained from each of the four curves set. The mandrel was then described by a best fitting set of B-Splines used to obtain a solid of revolution. There was no significant difference between the two mandrels. However, significant differences between the simplified shape supplied from FTI documentation and the actual mandrel were found, as shown in Figure 3.3. The actual shape of the mandrel was used for the FE calculations.

### 3.3.2 Sleeve Behavior

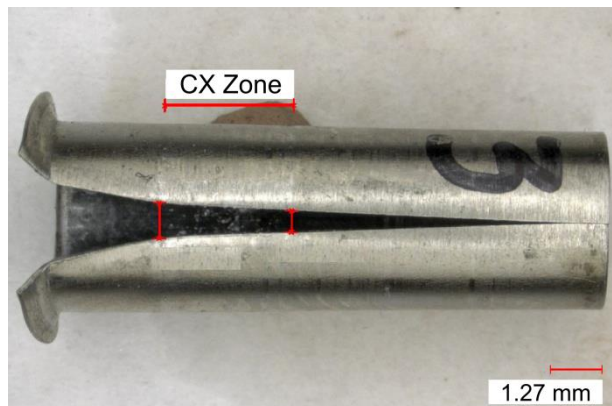
The initial state of the sleeve is presented in Figure 3.4 (a). During the CX process, the sleeve is inserted on the mandrel close to the pulling gun. The mandrel is then inserted into the hole, whose diameter is larger. The sleeve is slid into the hole and the mandrel pulled into it. During the process, the hole-sleeve-mandrel combination expands, leaving a split in the sleeve. This split leads to a non-uniform circumferential cold expansion.

Optical measurements were performed on multiple sleeves in order to determine their dimensions after CX. Two operators each expanded a batch of four holes on samples with identical geometries and materials. The sleeves were different from one operator to the other and

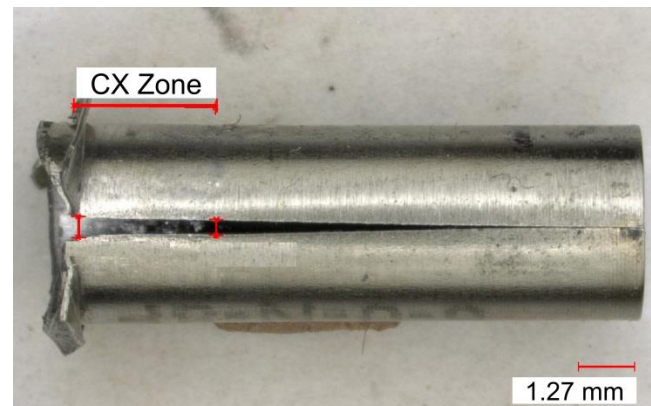
typical sleeves from both series are illustrated in Figure 3.4. The dimensions of the openings remaining in the sleeves after cold work were quantified. It was found that the operator who applied the largest pressure on the puller unit while holding it firmly against the samples was likely to destroy the flared portion of the sleeve. After careful observations, it was concluded that the flared portions of the sleeve were destroyed right after the mandrel had gone through the whole length of the hole, thus not affecting the hole during CX process. Also, those observations showed that the openings in the sleeves were about the same at maximum interference for both operators (around 10 degrees, as observed in Figure 3.5 with the split zone). The samples for experimental measurements of Section 5 were cold expanded without applying a large pressure on the puller unit (i.e. first operator).



(a)



(b)



(c)

Figure 3.4 – Sleeve geometries : (a) Initial sleeve, undeformed state; Post-expansion sleeves: (b) First operator, (c) Second operator (largest pressure applied on the puller unit)



### 3.3.3 Pre and post cold working hole geometry

Cold worked samples were optically observed before and after the application of the process in order to assess the relevance of the assumptions made regarding the geometrical impact of the split-sleeve on the final hole geometry. A typical case of the entry face of a sample after cold expansion is shown in Figure 3.5. The figure clearly shows that the sleeve opening induces a non-uniform strain field that locally affects the performance of the process and the resulting residual stress field. This observation justifies the need for considering the sleeve opening in the simulations. We have also observed that the perturbations induced at both the entry and exit faces were of approximately the same size. This condition suggests that the closure of the sleeve towards the entry face direction (right portion of Figure 3.4 (b)) occurs as an elastic spring back reaction once the mandrel moves out of the exit face. This observation confirms the complexity of the sleeve behavior during the cold expansion of the hole.

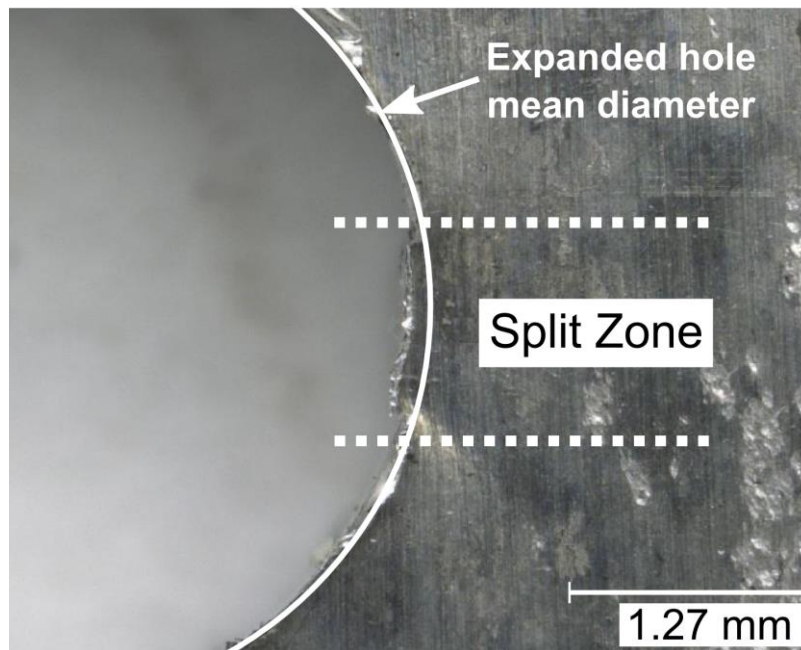


Figure 3.5 – Non-uniform deformation resulting from radial expansion at the split position (entry face). The area between the dotted lines was not directly expanded due to the split. The circle represents the calculated mean diameter of the expanded hole (excluding the split zone).

### 3.4 Finite Element Model

ANSYS 13.0 Mechanical APDL was used to perform steady-state non-linear finite element analyses. The models consisted of rectangular plates of dimensions 25.4 x 31.75 mm with a thickness of 3.175 mm, for comparison to DIC experimental data, and with a thickness of 6.35 mm for comparison with XRD data. 4.752 mm diameter holes were centrally located on each model. The presence of the split in the sleeve required models with only one symmetry plane through the middle of the sleeve. SOLID186 elements were used in the simulations. Figure 3.7 (a) illustrates the model and the following sections detail the various choices made. Convergence studies were performed by refining the FE mesh until the variation of the residual stresses profile on both entry and exit faces became negligible.

#### 3.4.1 Mandrel

The mandrel geometry was created with the spline representations obtained in Section 3.1. The mandrel was assumed to be isotropically elastic and its properties are listed in Table 3.1. Only the portion of the mandrel contributing to the CX was modelled.

#### 3.4.2 Split-sleeve

A flared split-sleeve was simulated since it is largely used for the cold expansion of holes encountered in the aerospace industry. The sleeve material was modelled in ANSYS with multilinear isotropic hardening with von Mises plasticity, in which data points extracted from an experimental stress vs total strain curve of AISI 301 [38] stainless steel were entered. This curve is illustrated on Figure 3.6 and the properties are listed in Table 3.2. It should be noted that using a multilinear kinematic hardening model showed no differences in the simulated results.

Table 3.1 - Steel mandrel material properties [38]

Young modulus	Poisson's ratio
210 GPa	0.3

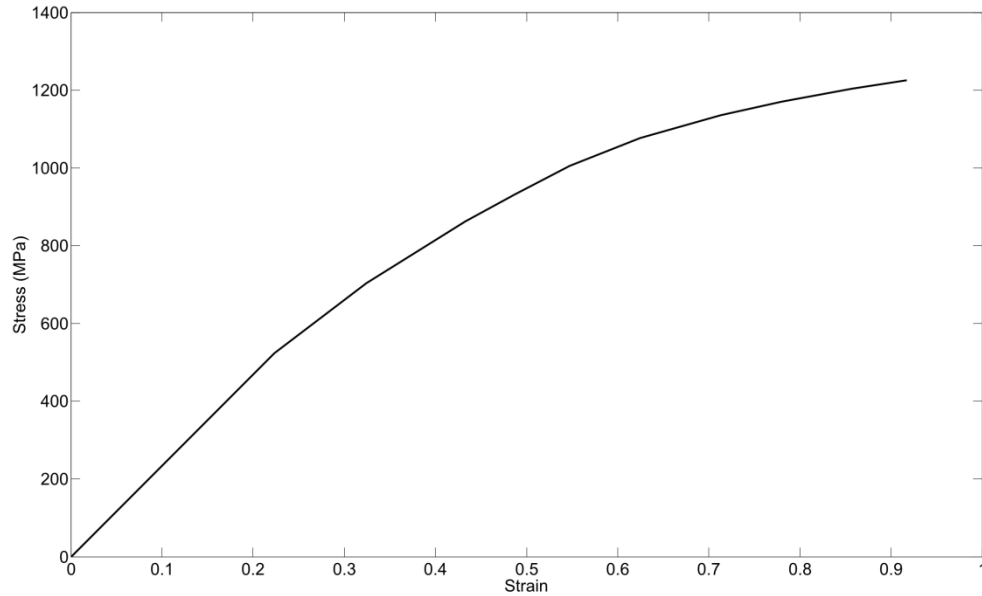
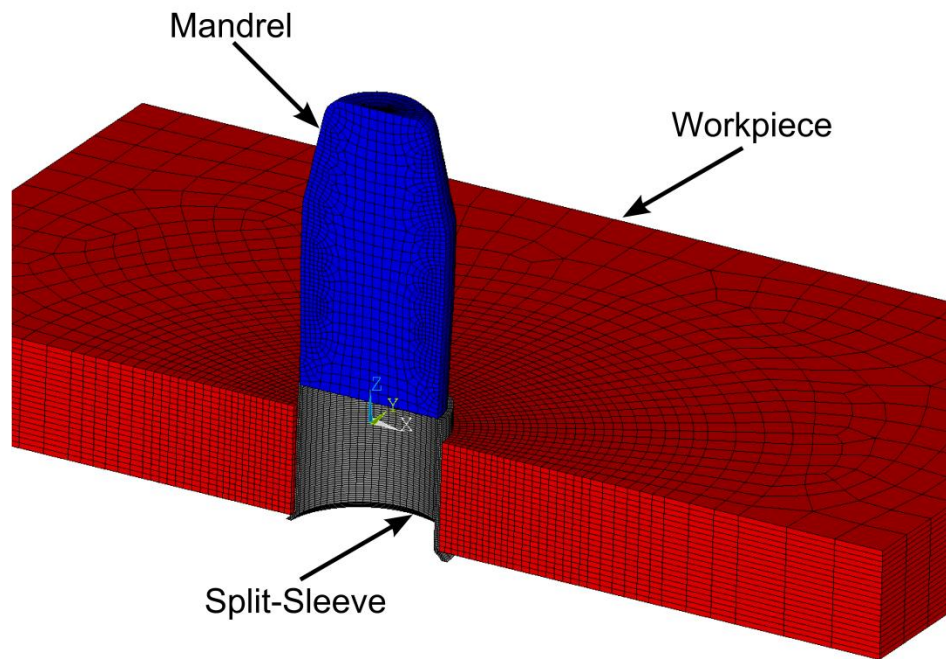


Figure 3.6 – Stress vs strain curve for stainless steel split-sleeve

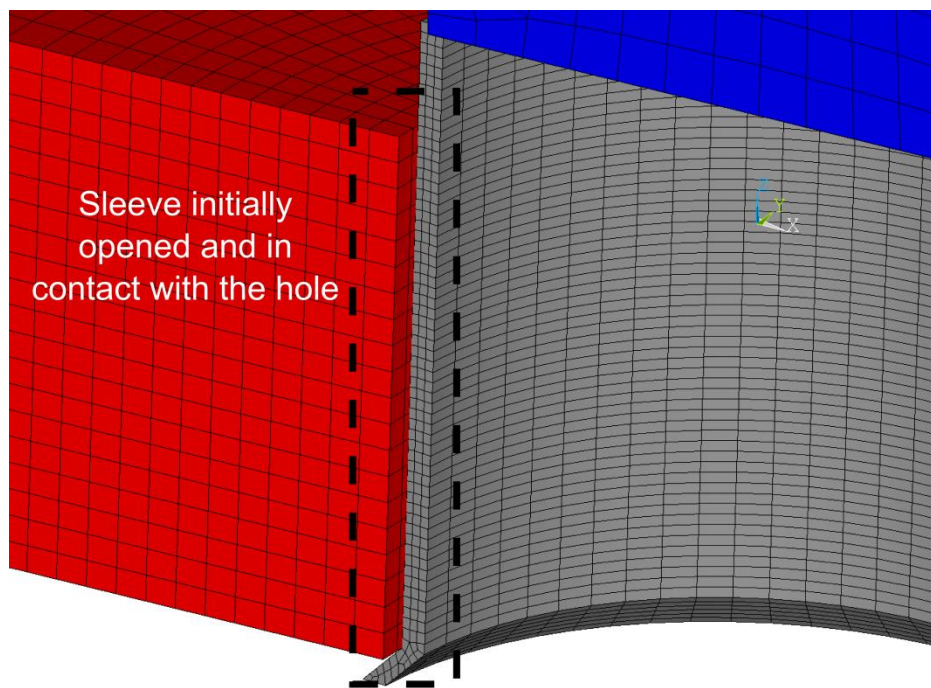
Table 3.2 – Stainless steel split-sleeve material properties [38]

Young modulus	Poisson's ratio	Elastic limit at 0.2%
200 GPa	0.27	470 MPa

The initial position of the sleeve was approximately defined as being in contact with the hole using the experimental observations of Section 3.2 and 3.3. The half split-sleeve FE model was modelled on 175 degrees to represent the sleeve in its final expanded state and to match the sleeve opening experimentally measured, as shown in Figure 3.7 (b). In reality, the split-sleeve initial internal diameter is almost equivalent to the small diameter of the mandrel and they are almost in contact even before the sleeve touched the hole. The split-sleeve is then expanded towards the hole while its split part slid tangentially around the mandrel up to a position in the hole that represents the state shown in Figure 3.5. It was assumed that this opening towards the final position of the sleeve did not impact the workpiece deformations.



(a)



(b)

Figure 3.7 - (a) FE model; (b) Split-sleeve gap

### 3.4.3 Boundary Conditions

The setup and coordinate system used are schematically shown on Figure 3.8. The plate lied in the x-y plane while the mandrel and sleeve revolution axes were aligned with z. Simulation of the split in the sleeve required only one of the faces to be constrained on the symmetry plane. The sample's side surfaces were clamped (all degrees of freedom set to 0), as illustrated in Figure 3.8. Finally, the z displacements were blocked near the hole by the flared portion of the sleeve that sits on an equivalent part on the puller unit. Since it has been showed in Section 3.2 that the unit can sit firmly or sit a little loose on the sample depending on the operator, two cases were studied. The first consisted of a constraint perpendiculary ( $U_z=0$ ) to the bottom flared portion on the sleeve. The second consisted of introducing a single fully constrained dummy node in the middle of the bottom face of the hole that was attached by spring elements to the bottom flared portion of the sleeve. The spring elements were set to permit only the out of plane displacements. Spring rigidity required to represent the rigidity of the puller unit and operator being difficult to determine, a broad range of values were studied within the model convergence, from 0.2 to 1.5 MN/m equivalent rigidity.

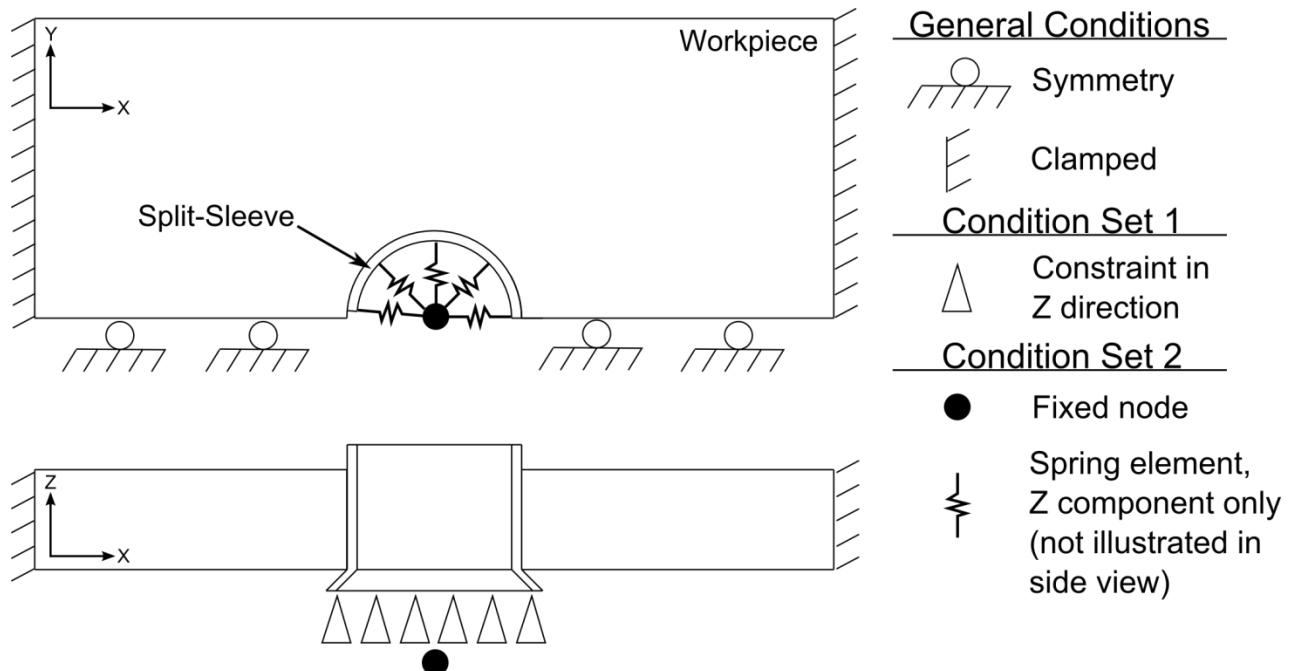


Figure 3.8 - Boundary conditions applied on FEM

### 3.4.4 Contacts

Surface to surface contacts were used to represent the interaction between the different elements involved in the CX process. All 3D contact pair elements were considered to be flexible. The rational regarding the pair between the sleeve and the mandrel was that the latter, while being more rigid, still exhibited small elastic deformations.

According to ANSYS contact terminology, the target surface was defined as the integrality of the outside face of the mandrel. The rest of the pair was formed by the contact on the interior part of the split-sleeve. A Coulomb friction model was used for the contact with a friction coefficient value ( $\mu$ ) of 0.05 [39].  $\mu=0$  and  $\mu=0.10$  were also considered in order to evaluate the sensitivity of this parameter. Stresses observed for the three cases were within a 1% difference range.

The second contact pair was defined with the target surface on the outer portion of the sleeve and the contact surface on the inside of the hole. However, the target surface was only defined in the non-flared portion of the sleeve that did not enter in contact with the workpiece exit face. A typical friction coefficient for an aluminium-stainless steel interface of 0.20 [39] was considered. Again, variations on this coefficient, 0.10 and 0.30, were considered. Results were affected in a region that spawns nearly up to a distance equals to the hole initial diameter. The variations around the central value of  $\mu$  resulted in a stress variation of only 4%. The friction between the split-sleeve and the hole was therefore considered as an insensitive factor since its effect lied within the noise of the experimental data presented later in this paper.

### 3.4.5 Loading

The first loading step of the Finite Element Model (FEM) consisted of an imposed displacement of the mandrel through the hole. The large deformation option in ANSYS was enabled for the simulations. Once the displacement load step was completed, a second load step was applied in which the deformed split-sleeve was removed using the EKILL function. This function disables the selected elements remaining in the model but does not contribute to the stiffness matrix [22]. The second load step was motivated by the fact that in the real process the sleeve is removed upon completion.

### 3.5 Experimental Measurements for FEM Validation

Three measurements methods were used to obtain complementary information in order to validate the FEM developed in Section 4:

- X-Ray Diffraction (XRD) to obtain surface stresses (Section 4.1)
- Digital Image Correlation (DIC) to obtain full field displacements on entry and exit faces (Section 4.2)
- Digital Microscopy to measure out-of plane displacements around the cold expanded holes (Section 4.3)

All of the samples used for experimental measurements were cold expanded with a standard 6-0-N tooling kit combined with the MB-30 hydraulic puller unit from FTI, unless otherwise specified. Experimental measurements were performed before the final reaming operation.

#### 3.5.1 XRD Residual Stresses Measurements

The aluminium alloy used in this study had relatively large grains that reduced the number of crystals available for diffraction. This resulted in important scatter in the diffracted peaks locations and subsequently increased the error in residual stresses measurements. In order to obtain the imagery of the microstructure, the samples were polished for 6 hours on a vibratory polishing unit to get a mirror finished surface and then etched with Keller's reagent. As shown in Figure 3.9 (a), the alpha aluminium grains were confined by the precipitates arranged in elongated shapes parallel to the rolling direction. It should be noted that the microstructure close to the hole after expansion exhibited more equiaxed and smaller grains than that in the base metal.



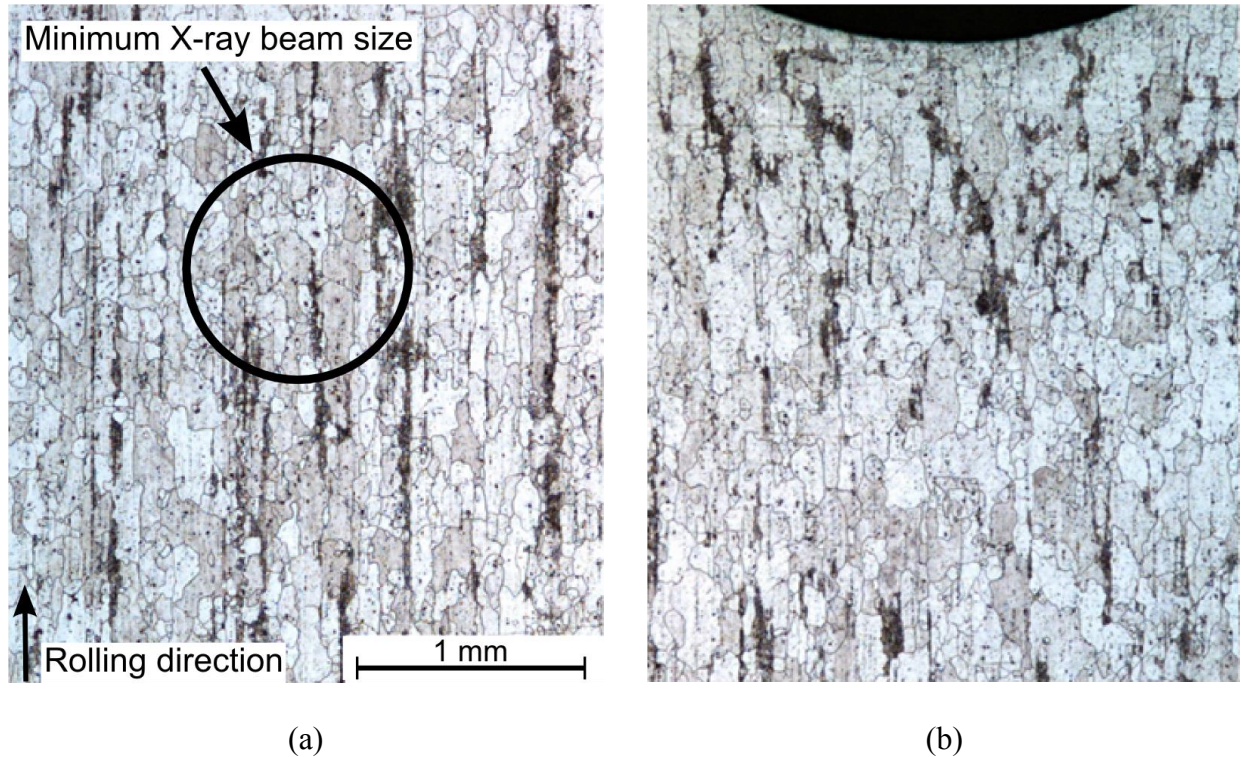


Figure 3.9 - Microstructure on exit face (a) in the base material and (b) around the hole after CX. Both images are shown at the same magnification scale. The minimum X-ray beam size available for the measurement is schematically represented by a circle.

Residual stresses measurements were carried out with a PROTO Manufacturing iXRD machine. A chromium target tube was used to produce the X-rays ( $\lambda = 0.23$  nm) in order to measure the change in the location of the diffracted peak from  $\{311\}$  planes at about  $2\theta=139$  degrees. The hoop stresses around the hole were measured at different distances from the edge, on both the entry and exit faces.

For the specific sample thickness and hole diameter studied in this paper, the hardened area covered approximately 2 mm around the hole (Figure 3.16) while compressive residual stresses spawn over 3.5 mm (Figure 3.19). The minimum aperture available on the machine created a circular X-ray spot of 1 mm in diameter. Therefore, the residual stresses measured only represent a mean value since those stresses varied quickly within a small area. As schematically represented by a circle in Figure 3.9 (a), the size of the diffraction zone covered less than a hundred grains while statistically accurate X-ray measurements would require thousands.



A new method was therefore developed in order to increase the number of grains probed while keeping the 1mm beam. To that end, the sample was rotated around the center of the hole during the measurements, exposing more grains to the X-ray beam. The residual stresses were therefore averaged on 1mm wide concentric rings. Figure 3.10 shows the X-ray spot and the rings exposed to X-rays. It should be noted that the residual stresses for the ring the closest to the bore of the hole had width of 0.5mm since the center of the beam was targeted on the hole edge.

Several diffracted peaks were recorded and analysed according to the  $\sin^2\Psi$  method [40]. The error in the measured stresses values is dependent on the fit of the statistically obtained interplanar distance as a function of  $\sin^2\Psi$  and was given by the PROTO software for each measurement. The errors resulting from this method were about 10% of the maximum measured values.

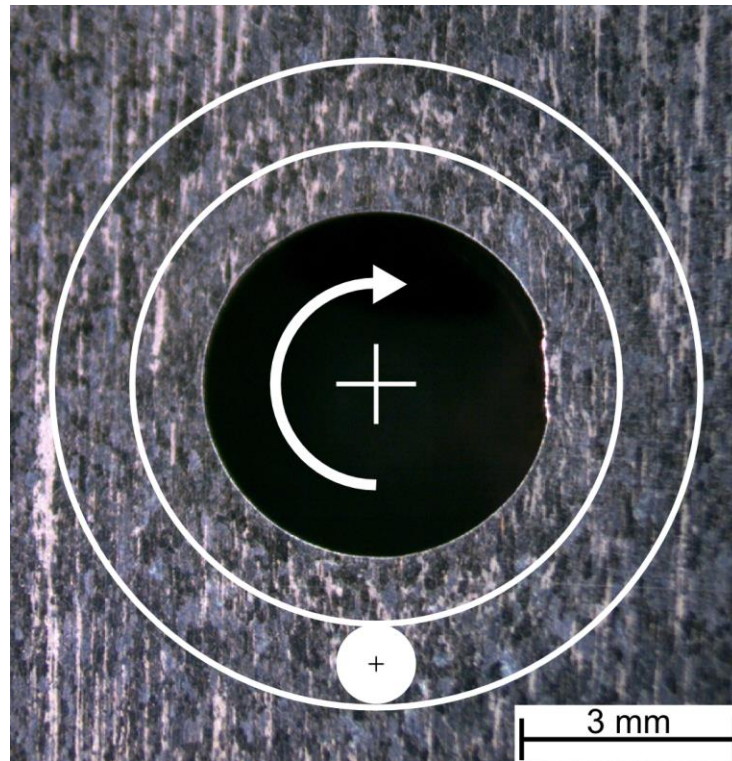


Figure 3.10 - Schematic representation of the rotation measurement method. The white circle is the area of X-ray beam. Residual stresses were averaged over the area delimited by the two white lines.

### 3.5.2 DIC Residual Strain Measurements

A single camera system consisting of a QImaging Retiga 1300i CCD digital camera with a resolution of 1280 x 1024 pixels and an Opto-Engineering TC 23 24 Bi-Telecentric lens was used to obtain the digital images. The lens provided a magnification of 0.019 mm/pixel with a field of view of 24.0 x 24.0 mm. The use of a telecentric lens was proved to greatly reduce the effect of out of plane motion on the in-plane displacement captured by the camera [41]. A well lit environment was provided by a ring light mounted around the camera lens. The digital images obtained were processed in VIC2D commercial software to obtain displacements and strains values.

A total of five rectangular specimens with a thickness of 3.175 mm were measured by DIC. They were held in a dedicated setup coupled to the DIC camera setup. The specimens were chosen large enough to avoid any edge effect. The specimens length was imposed by the holder and constant positioning among samples was ensured by localization support pins. The mandrel support for the puller unit was made of a shim friendly V-shaped support that provided the necessary adjustments to ensure that the mandrel was perpendicular to the specimens surface. The experimental setup is illustrated on Figure 3.11 where the principal components are identified.

Out of the five samples, one was expanded with a HP-20 hand puller unit system, instead of the hydraulic puller, in order to control the mandrel speed. This experiment was performed in order to confirm the hypothesis according to which the cold working rate has a negligible effect on the residual stresses when treating aluminium parts. It took about one tenth of a second to cold expand the holes using the hydraulic puller while the process duration was extended to a minute with the manual puller. The hand puller was mounted on the experimental setup with the same support configuration as that used for the hydraulic puller.

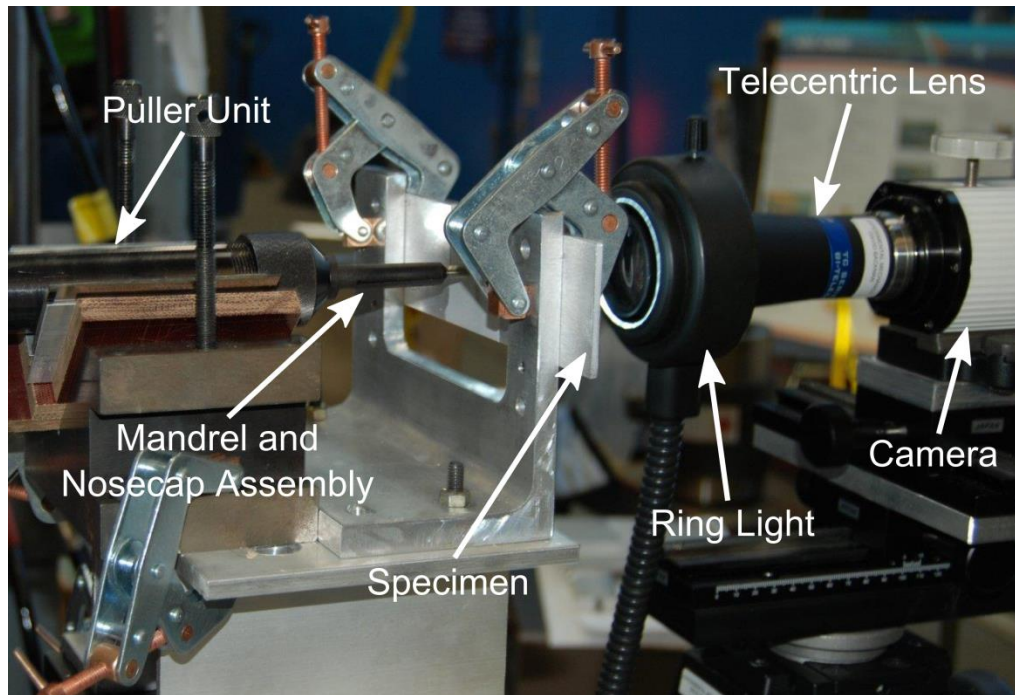


Figure 3.11 – DIC experimental setup

The region of interest around the hole on the entry and exit faces of the specimens were spray painted with Krylon Industrial flat white paint. The speckle was then applied using a compressed air gun with flat black Tremclad Rust Paint. The samples were mounted on the setup right after a minimal curing time to avoid paint degradation. Digital images were obtained for both the entry and exit surfaces. The images following CX were obtained after sleeve removal and before the final reaming operation.

A small portion of the sprayed pattern near the hole (about 0.5 mm) was damaged after CX (Figure 3.12) and measurements were not possible in that area. The pattern may have been damaged by the friction between the sleeve and the surface of the sample. On the entry face, this friction can be explained by the split-sleeve expansion just before the mandrel starts entering the hole. At this position, the sleeve diameter is higher than that of the hole, and can cause contact with the surface. For the exit face, the flared portion of the split-sleeve could easily have been in contact with the bore of the hole.

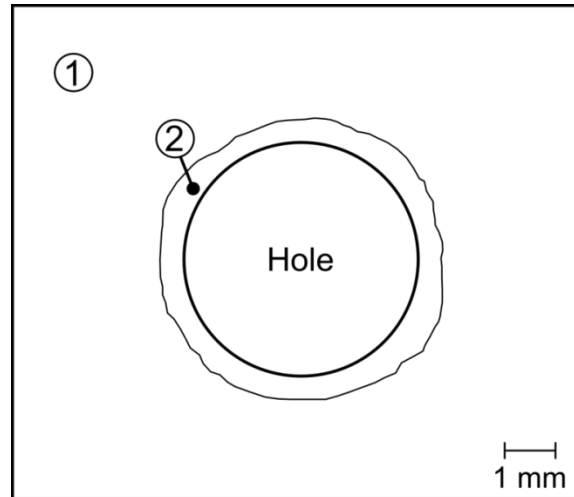


Figure 3.12 – DIC measurements available in zone 1 but not possible in zone 2

The image correlation system was calibrated for the specific field of view used with a calibration standard manufactured as proposed by the Versailles Project on Advanced Materials and Standards (VAMAS), technical working area (TWA) 26 [42]. It is important to note that for DIC systems, the percent error drops rapidly as the strain level increases following an exponential function. Figure 3.13 illustrates the results of the calibration as well as the zone in which the measurements values were located. We observe that for the typical strain range observed, the error is estimated to range from 2 to 5%.

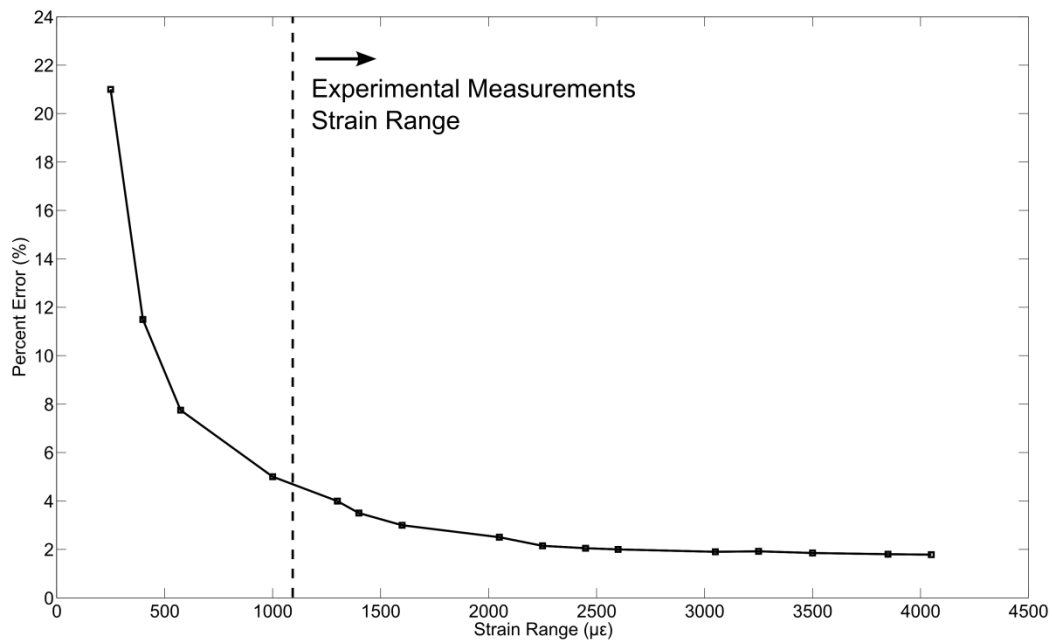


Figure 3.13 - Percent error vs strain range for DIC measurements obtained from calibration

### 3.5.3 Out of Plane Displacements around Cold-Expanded Hole

The permanent out-of-plane deformation was measured on both entry and exit faces of the 6.35 mm thick specimens with a digital microscopy technique. A Keyence VHX-1000 Series 16 bit digital microscope with a large depth-of-field was used to determine the profile of the surface around the hole by a Depth from Defocus (DFD) automated method. A total of 4 specimens had their near hole out-of-plane deformations measured on each of their faces that showed significant differences. A representation of the displacement on the entry face of a sample near the discontinuity left by the split-sleeve is shown on Figure 3.14. Note that the profile shown is for the hole right after cold expansion since the reaming operation removes most of the out of plane residual displacement. Figure 3.15 illustrates out-of-plane displacement contour values in mm for entry (a) and exit (b) faces for half of a selected specimen. The displacements observed went in a direction aligned to the Z axis for entry face and opposite to the Z axis for exit face.

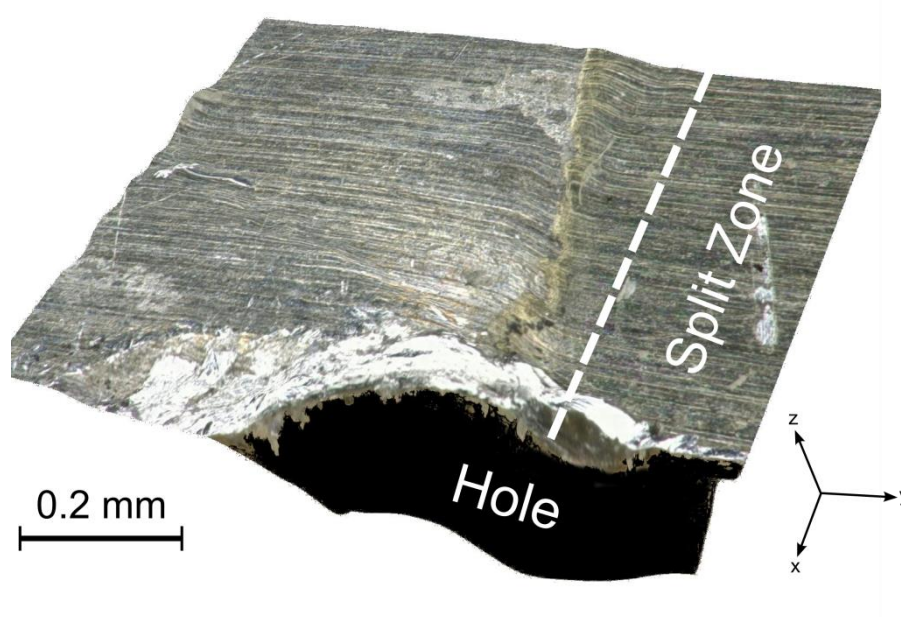
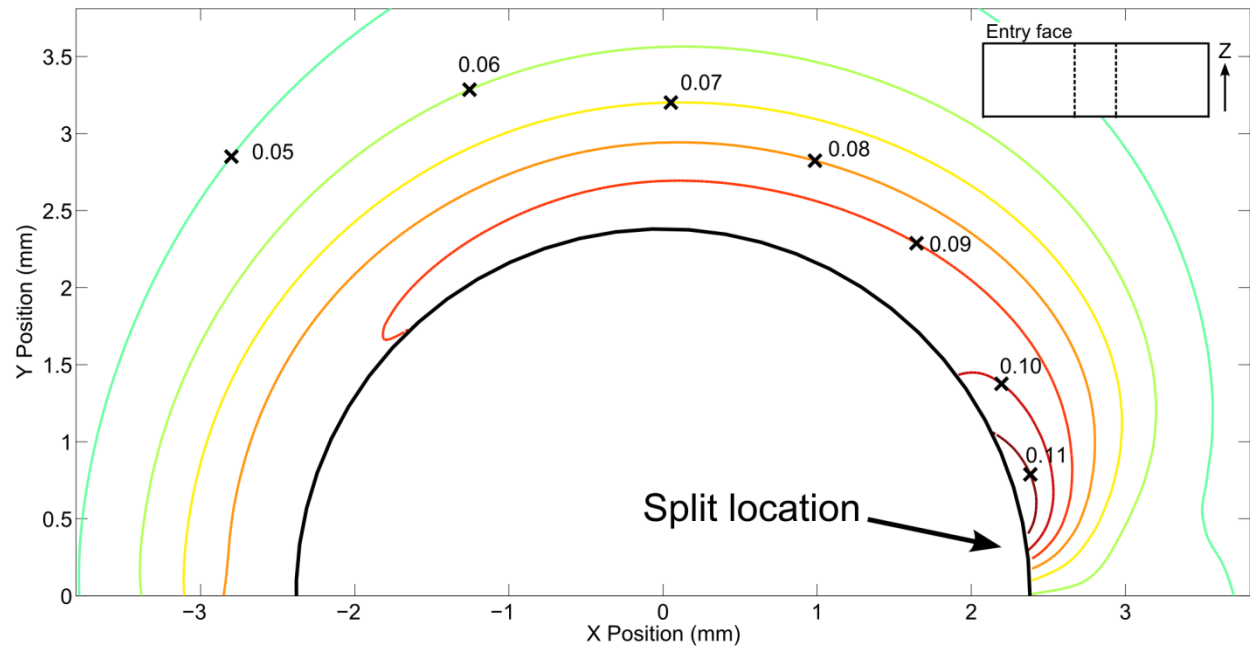
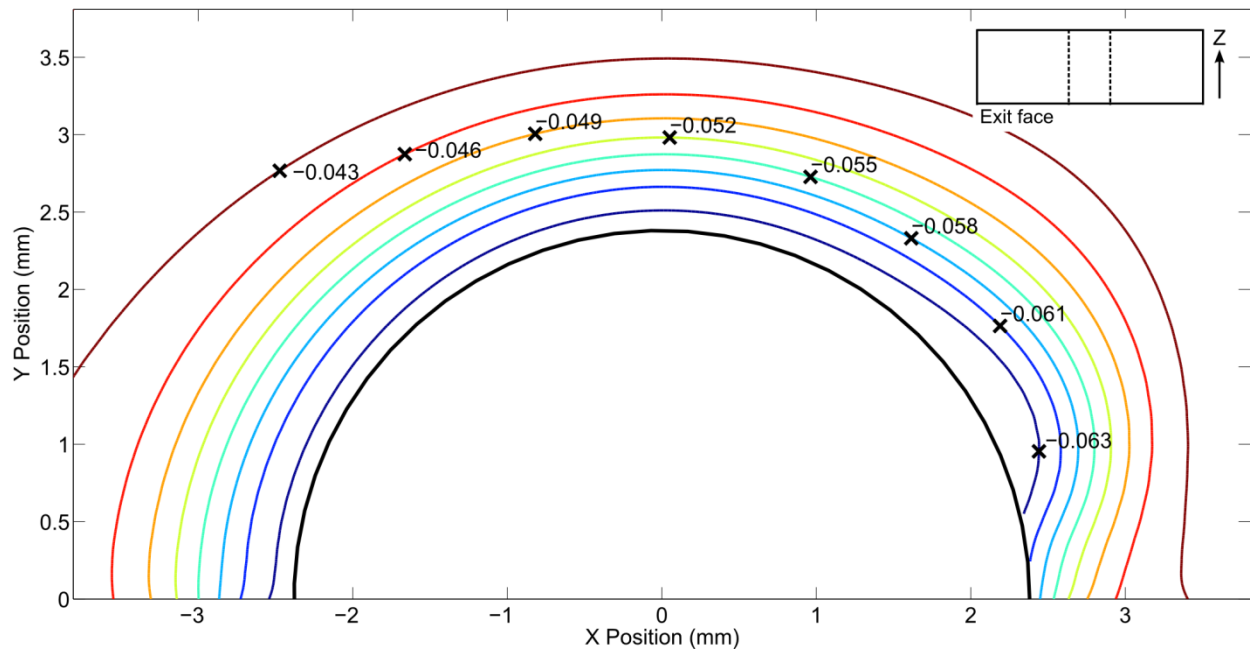


Figure 3.14 – Part of the out-of-plane displacement around the hole near the zone influenced by the split in the sleeve measured by DFD on entry face. Important displacements were observed right next to the hole (black area).



(a)



(b)

Figure 3.15 - Out-of-plane displacement (mm) measured by DFD around CX hole prior to the reaming on a chosen specimen, split on the right; (a) entry face; (b) exit face

Figure 3.15 shows that the out of plane displacements were nearly twice higher (in absolute magnitude) on the entry than on the exit side. Furthermore, peaks of displacements were located near the discontinuity left by the split, as illustrated on Figure 3.14. The exact opposite zone, 180 degree around the hole, exhibited less important out-of-plane motion, especially for entry face.

Results also prove to be relatively different on the exit side from a sample to another. Variations in the displacements peaks at the bore of the hole from sample to sample were up to 20%. These differences are most likely related to pressure applied on the puller unit by the handler that differed for each hole, as previously observed on the state of the cold expanded sleeve in Section 2.2 (the puller sits on the exit face).

## **3.6 Results and Discussion**

### **3.6.1 In-Plane Strain Comparison**

Figure 3.16 shows typical DIC strain measurements on samples cold expanded with the MB-30 automatic puller unit. Figure 3.16 (a) and Figure 3.16 (b) show two typical examples of maximum principal strains on the entry face while Figure 3.16 (c) shows the mean of this strain for a population of 4 samples. Figure 3.16 (d) represents a contour plot of half the relative width of a confidence interval of the mean value at each pixel. This last plot was obtained by dividing half the width of a 95% confidence interval by the mean value of strain at each pixel for a population of 4 samples assuming that data followed a normal distribution. The relatively low scatter observed in the results (Figure 3.16 (d)) shows that the DIC technique provided consistent measurements from sample to sample. This limited scatter could nevertheless be explained by various factors, like the coarse grain microstructure of Figure 3.9 and the fact that the sleeve splits at different locations from one sample to the next. Finally, the residual strain fields obtained with the hand puller (not reported for conciseness) were not statistically different than those obtained by the hydraulic puller, thus confirming the hypothesis according to which CX rate has little effect on the residual stresses generated by the process.



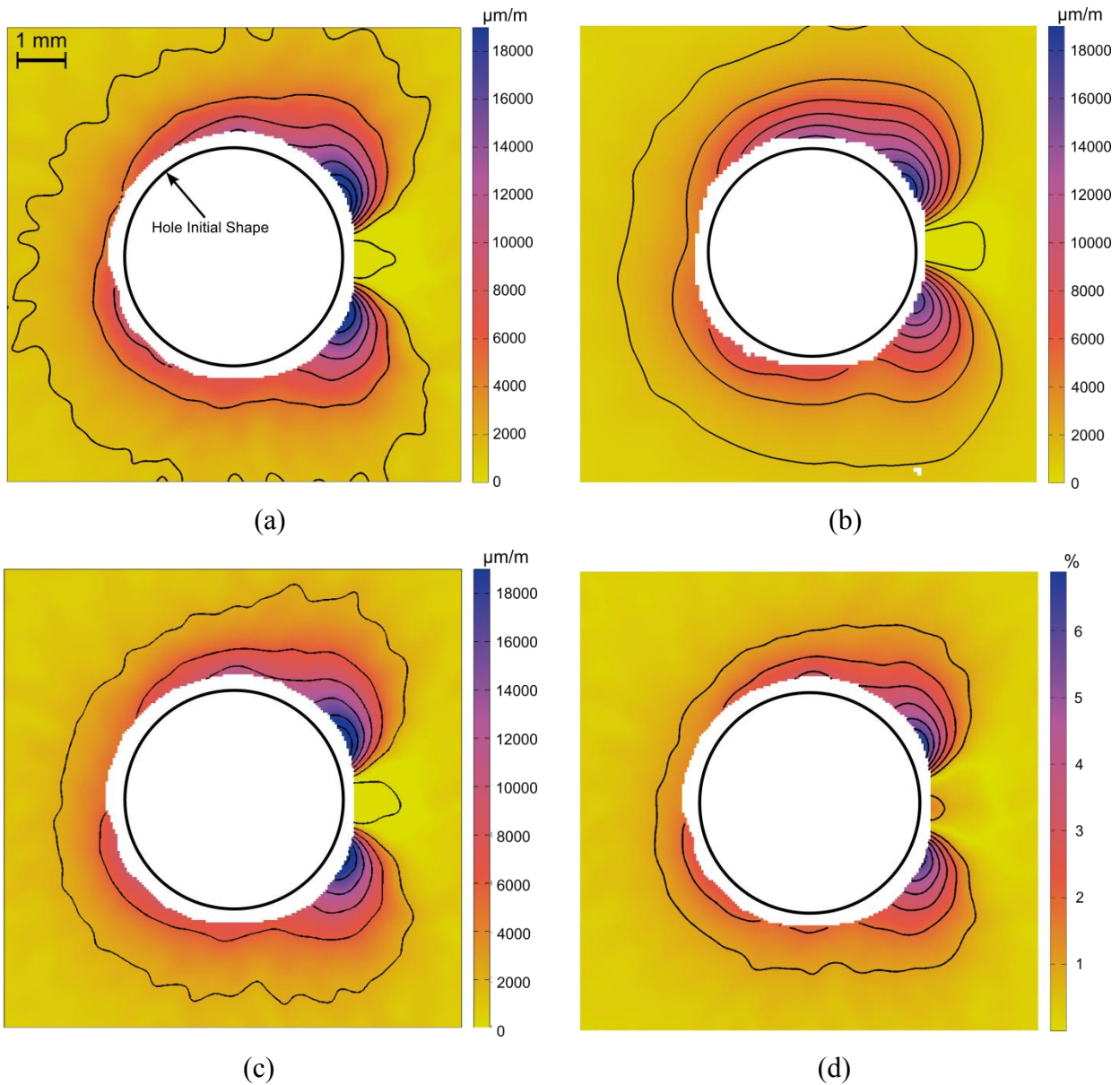
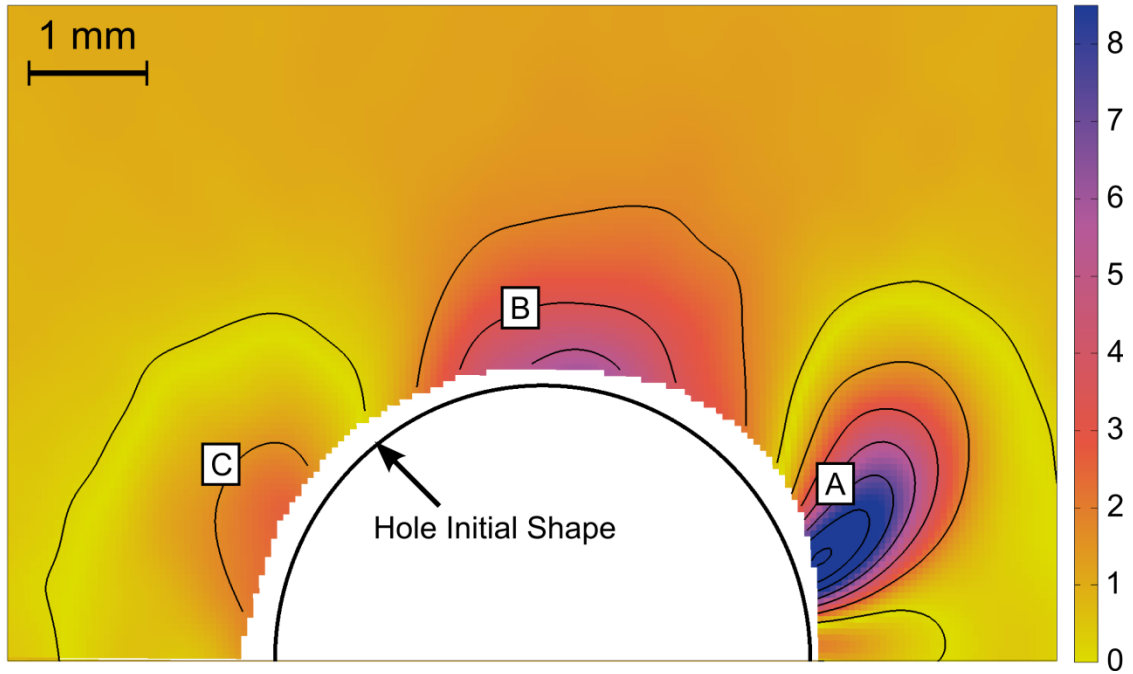


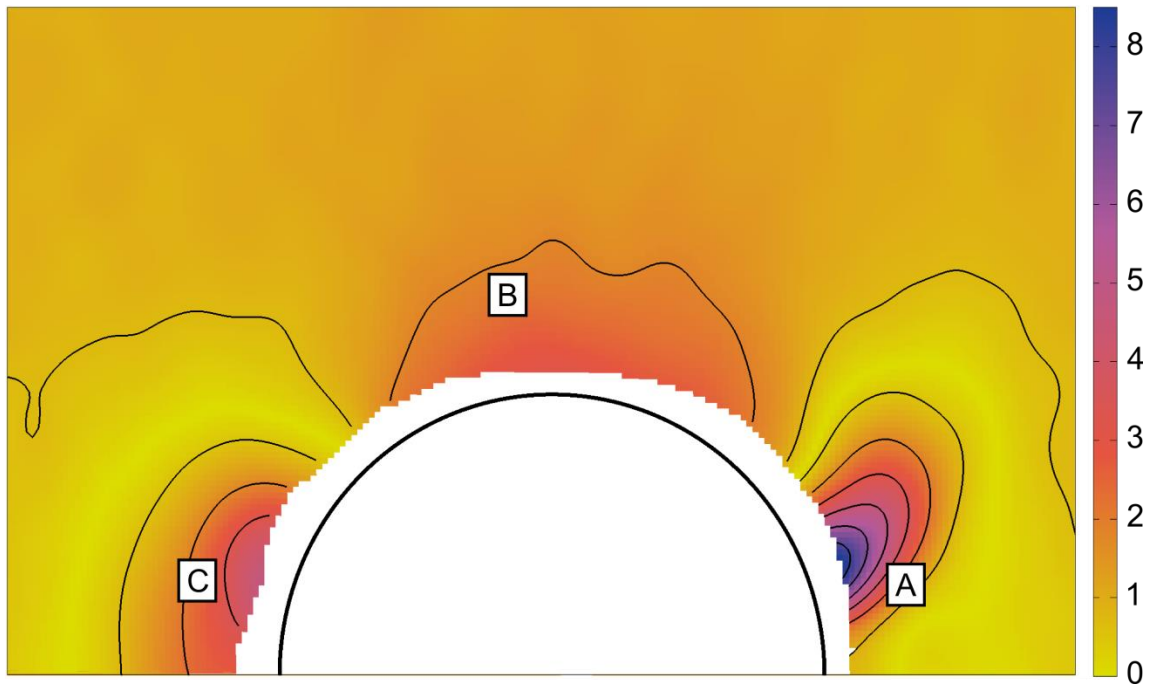
Figure 3.16 – (a-b) Maximum principal strain values of two different specimens in micro-strains ( $\mu\text{m/m}$ ) on the entry face; (c) Average principal strain values in  $\mu\text{m/m}$  for a population of 4 specimens; (d) Half-width of a 95% confidence interval divided by the mean value of strain for a population of 4 specimens; Split opening on the right (a-d)

Comparisons with FE model results are presented in Figure 3.17 on which the split in the sleeve is located on the right. These figures show for both the entry and exit faces the relative difference (%) between the mean minimal and maximal principal strains experimentally measured and those predicted by the FE models.

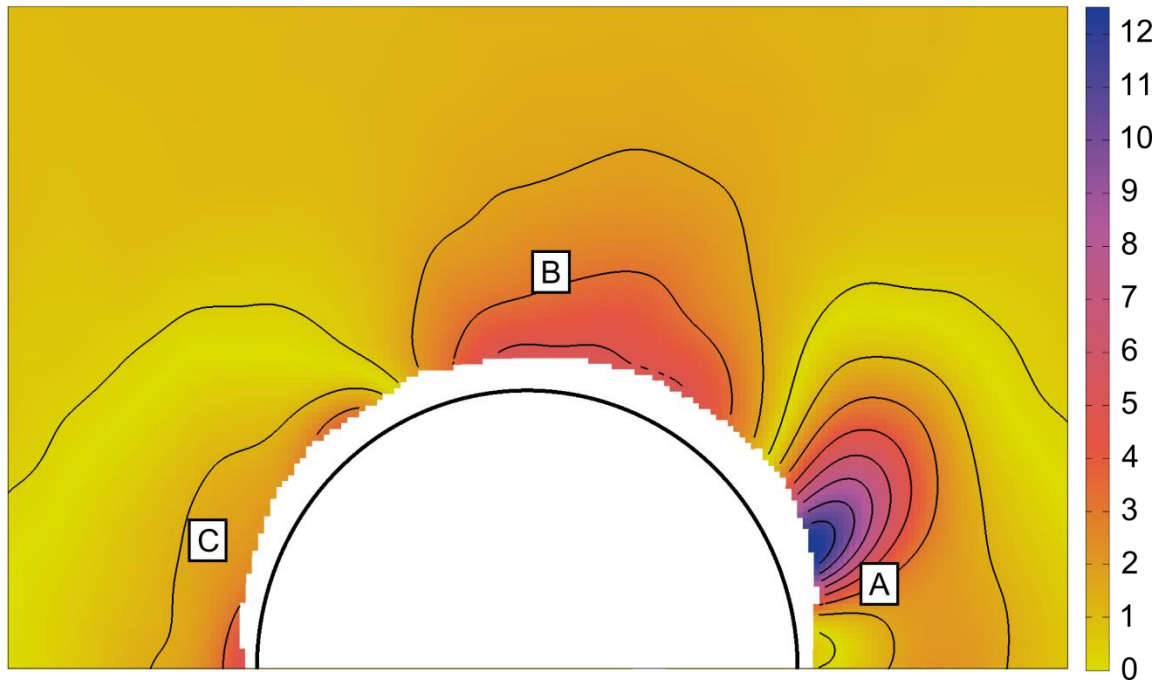




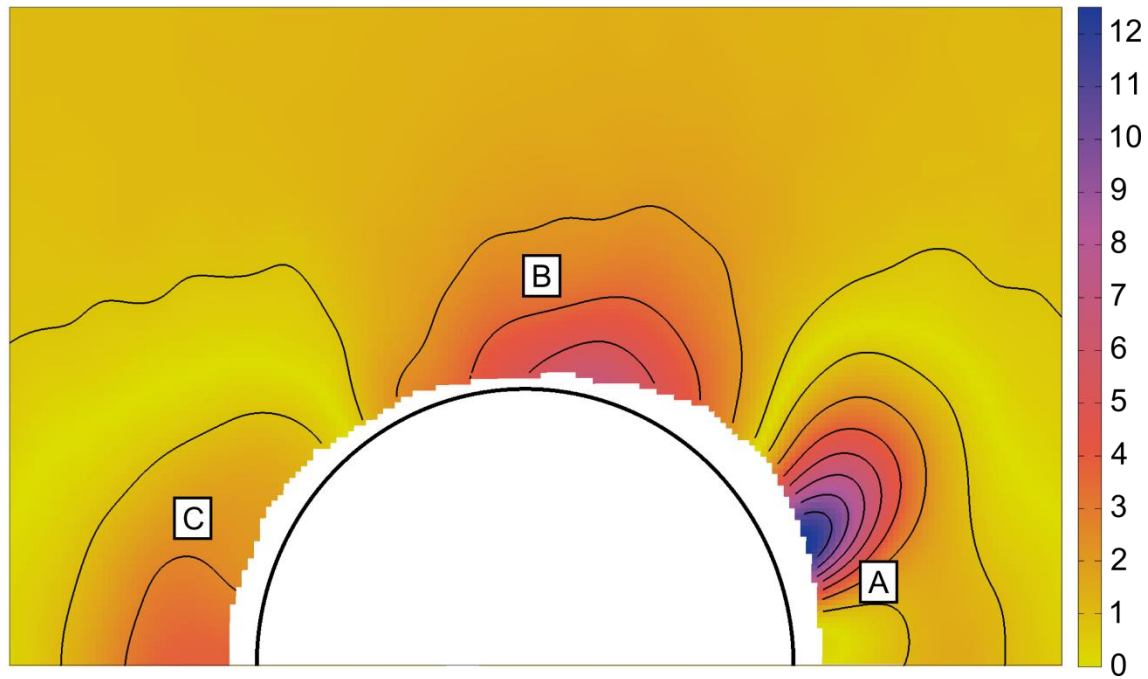
(a)



(b)



(c)



(d)

Figure 3.17 – FE results vs mean experimental data relative differences (%). The black line represents the initial hole dimension. Region A is located at the edge of the split in the sleeve, region B is located 90 degree from the split and region C is located 180 degree from the split. (a) Maximum principal deformation, entry face; (b) Minimum principal deformation, entry face; (c) Maximum principal deformation, exit face; (d) Minimum principal deformation, exit face

The figures show that the largest discrepancy peaks are located in three regions, identified with A, B and C. The highest relative differences are at the beginning of the discontinuity zone left by the split in the sleeve (Area A), where the highest strains were also located. Then the areas located 90 degree (Area B) and 180 degree (Area C) from the split in the sleeve also shows important differences. In area B, the sleeve is highly pushed against the hole walls while in Area C, it springs back against the mandrel. This last phenomena is due to the fact that the sleeve curvature changes sign, a behavior not captured by the FE results. Figure 3.18 illustrates the sleeve deformation behavior in a cold expanded hole for regions A, B and C.

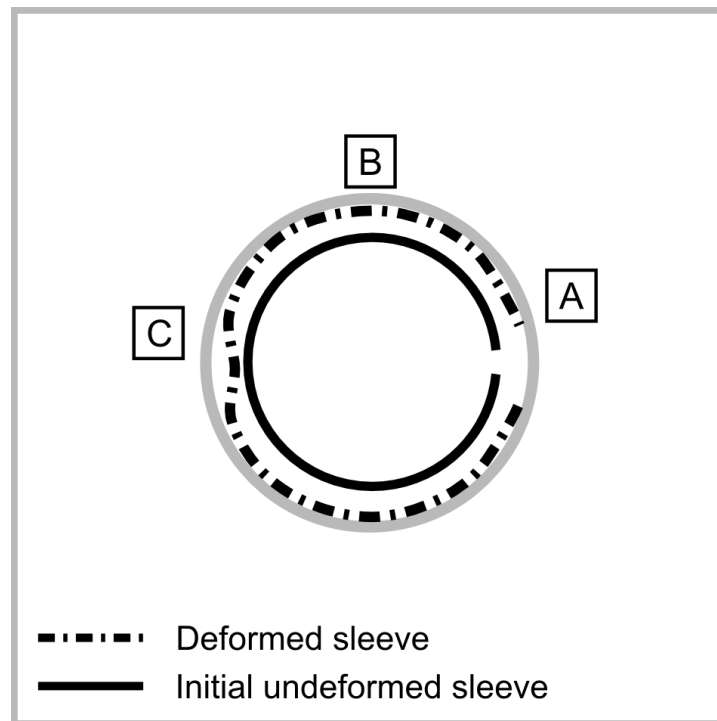
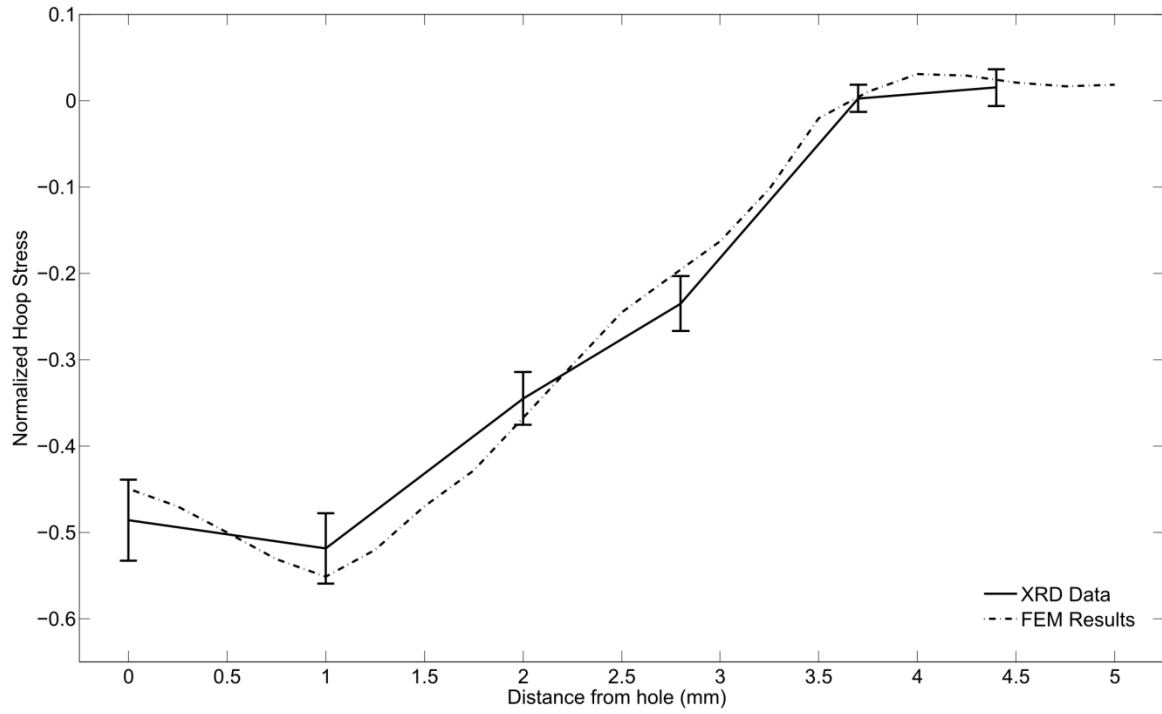


Figure 3.18 – Conceptual representation of the sleeve deformation in a cold expanded hole. Areas A, B and C are the same as on Figure 3.17. Curvature of the deformed sleeve in area C changes sign.

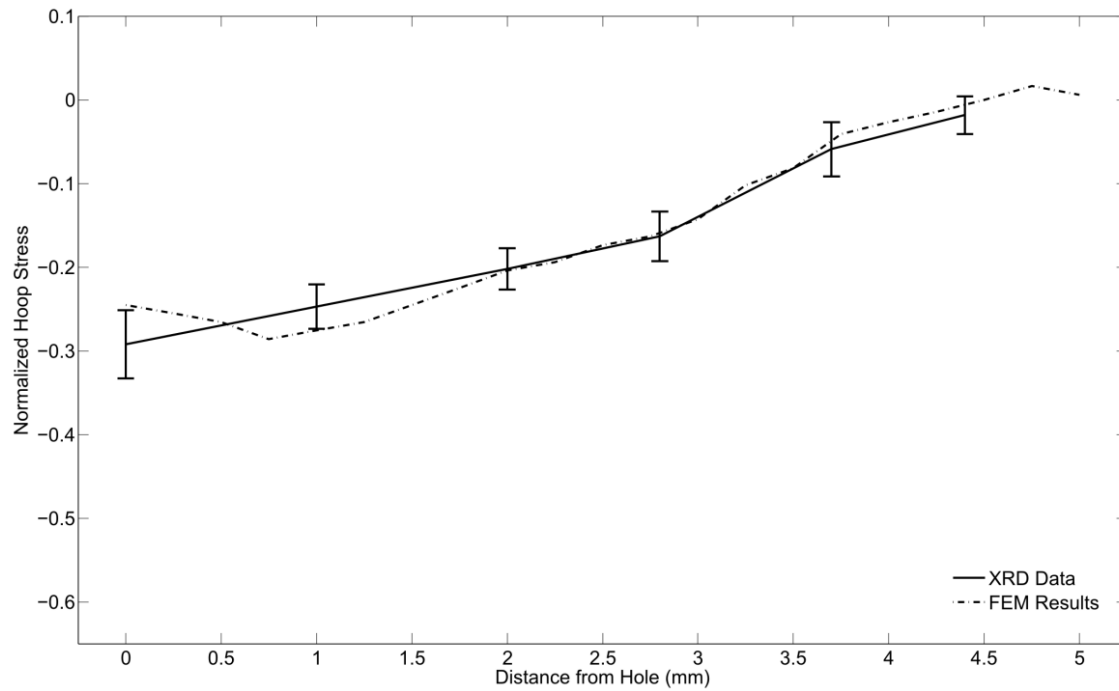
### 3.6.2 Residual Stresses Comparison

The samples used for through thickness residual stresses measurements were twice as thick as those used for the DIC measurements in order to obtain an appropriate discretization for the stress variation through the thickness. The FE predicted residual stresses were averaged over the same surfaces as those used for the XRD measurements. Figure 3.19 presents the comparison between FE model and XRD results from the hole towards the edge of the samples for the entry and the exit faces. Error bars are also illustrated for the XRD results.

The predictions are in very good agreement with the XRD measurements. The tangential stress on entry face was much smaller than that of the exit face. This could be explained by the progressive movement of the mandrel that first expands the entrance portion of the hole but then continues towards the exit, leaving this previous area to an easier spring back, as explained briefly in Section 3.1. This behavior suggests that a thinner plate would exhibit a more uniform residual stresses field between the entry and exit faces. The opposite would also happen for very large thicknesses as the stress field on the entry face would eventually reach a minimum limit where increasing thickness would not affect anymore the entry stress state. This critical thickness would however be directly linked to the size of the hole to expand since the tool geometry would also be different.



(a)

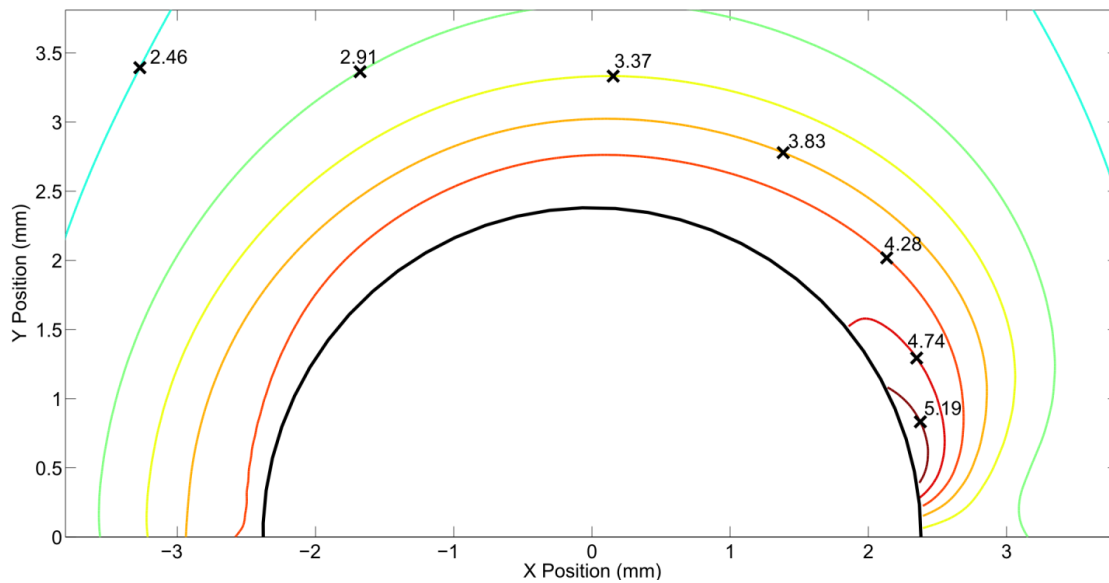


(b)

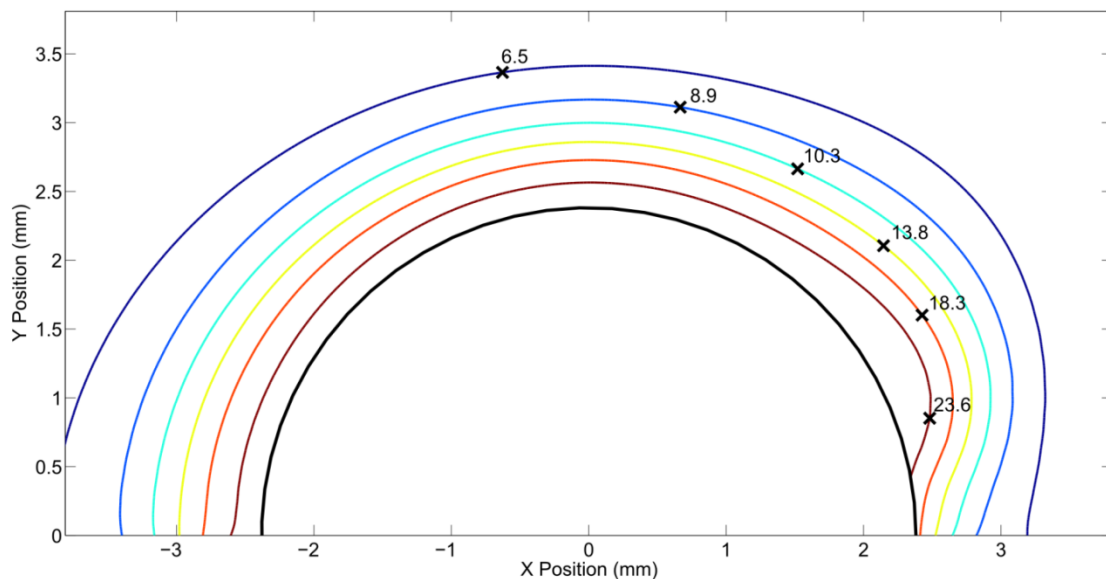
Figure 3.19 – Normalized hoop stresses as a function of the distance from the hole; (a) Exit face; (b) Entry face

### 3.6.3 Out-of-Plane Bulging around Hole

Figure 3.20 shows the relative difference of out-of-plane displacement around hole between FE model results and the average displacement measured on 4 specimens for entry (a) and exit (b) faces. In overall, the FE predictions are in very good agreement with the measured displacements on both the entry and exit faces, except near the split in the sleeve on the exit face.



(a)



(b)

Figure 3.20 – Out-of-plane displacement relative difference (%) before reaming between FE results and mean experimental measurements measured by DFD; (a) Entry face; (b) Exit face

The high out-of-plane displacement on the bore of the hole on the exit face seems to come from a burred-like condition where a layer of material is not fully attached to the rest of the workpiece. Depending on the samples, this condition is more or less obvious, explaining the high scatter in experimental results. It could also explain why stresses and strains experimental comparison worked well since the highly distorted material did not contribute anymore to the mechanical behavior of the workpiece. Part of the experimental scatter observed could also be caused by the pressure manually applied to keep the nosecap of the puller unit firmly against the hole, as explained in Section 2.2.

The relative differences on the exit face are higher than those on the entry face. These differences could be related to the boundary conditions affecting the exit part of the hole. The simulations with the first set of conditions presented in Section 3.3 assumed that the sleeve was constrained on its flared part in the direction perpendicular to the workpiece. This condition results in a state where the bottom edge of the hole is constrained, since the sleeve quickly blocks the movement. Using the set of boundary conditions relying on spring elements provided less rigidity to the out-of-plane constraints around the hole, and the relative differences observed on exit face decreased slightly, as shown on Figure 3.21 for a spring equivalent rigidity of 0.2 MN/m. Results on the entry face did not vary significantly. As for the in-plane strain and stress resulting for this FE configuration, result variations are small and within the experimental measurements scatter. These simulations show that more efforts should be deployed in order to better represent the boundary conditions on the exit face.

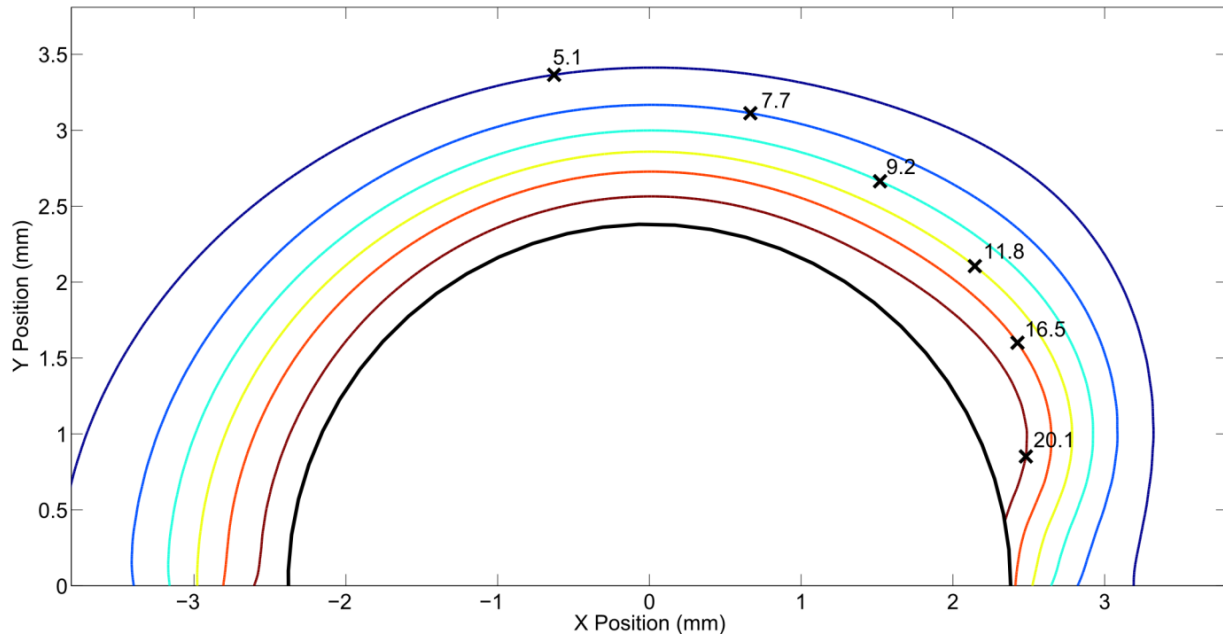


Figure 3.21 - Out-of-plane displacement relative difference (%) between FE results and mean experimental measurements, exit face, boundary conditions set 2 (spring elements with an equivalent rigidity of 0.2 MN/m)

### 3.7 Conclusions

This paper proposed a consistent methodology to understand, evaluate, and simulate the effects of CX process as per FTI specifications. The following has been established:

- A physically realistic representation of the mandrel in the FE model is primordial to simulate the various interactions between the hole and the different parts of the tool. Not only will the expansion of the hole be affected, but also its spring back upon unloading.
- The sleeve undergoes important plastic deformations and its split causes an important discontinuity in the strain behavior of the area surrounding the hole. The split-sleeve FE representation must then adequately represent the behaviors experimentally observed.
- DIC full field measurements provided repeatable estimation of the strains observed around a cold expanded hole, except for the region directly at the bore of the hole where data is difficult to obtain.



- Despite the fact that the aluminium studied presented coarse grain structure, it was possible to measure the residual stresses around the hole after CX with XRD. An averaging method providing experimental measurements for the circumference of the hole proved to be efficient and results were similar to those predicted by FE.
- Important bulging, almost burred-like, has been observed on the bore of the hole on exit face using DFD methods. The magnitude of these displacements on the exit face is highly variable, probably due to the manual support of the puller unit against the workpiece during CX.

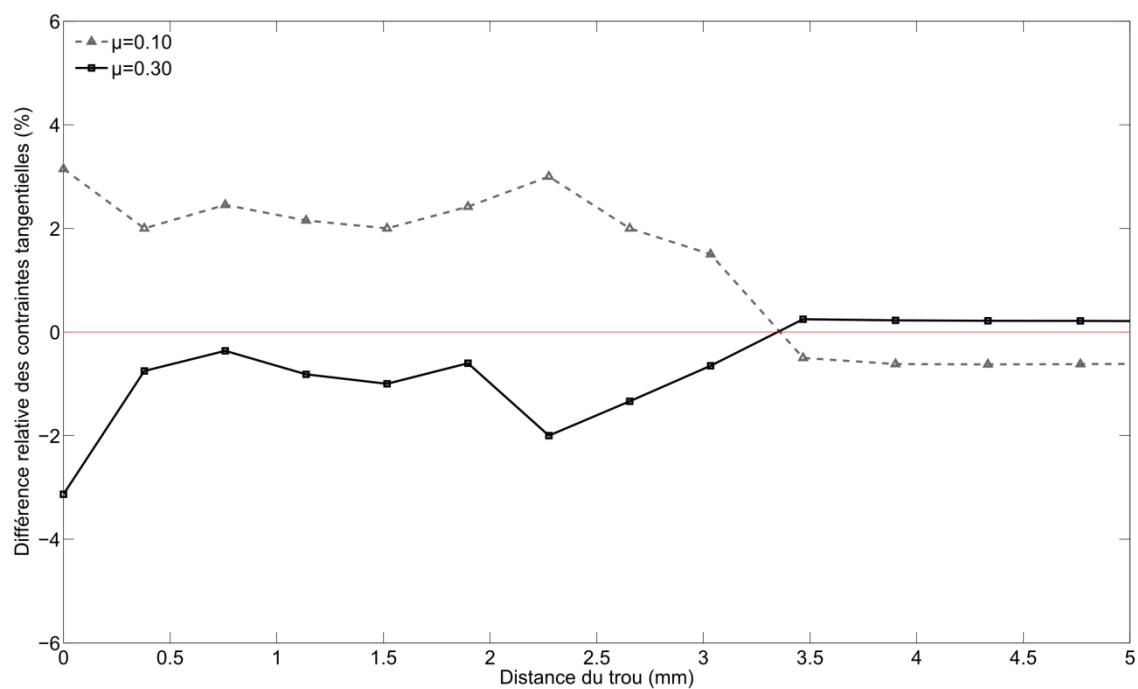
The FE model developed in this paper based on experimental observations shows good agreement with stress and strain experimental measurements. Differences observed were generally within 10%, which is a very acceptable accuracy for the industry. Also, experimental methods to measure stresses locally in high deformation zones should be explored to validate the compressive residual stress pattern around a CX hole. Such validation would permit to locate the split in the sleeve in a position that would improve the hole integrity in a loaded structure. The FE representation of the puller unit contact with the workpiece should be further studied to better represent out-of-plane displacement on exit face. However, without better experimental measurements at the bore of the hole, adjustments in the FE model are fortuitous.

## CHAPITRE 4 DISCUSSION GÉNÉRALE

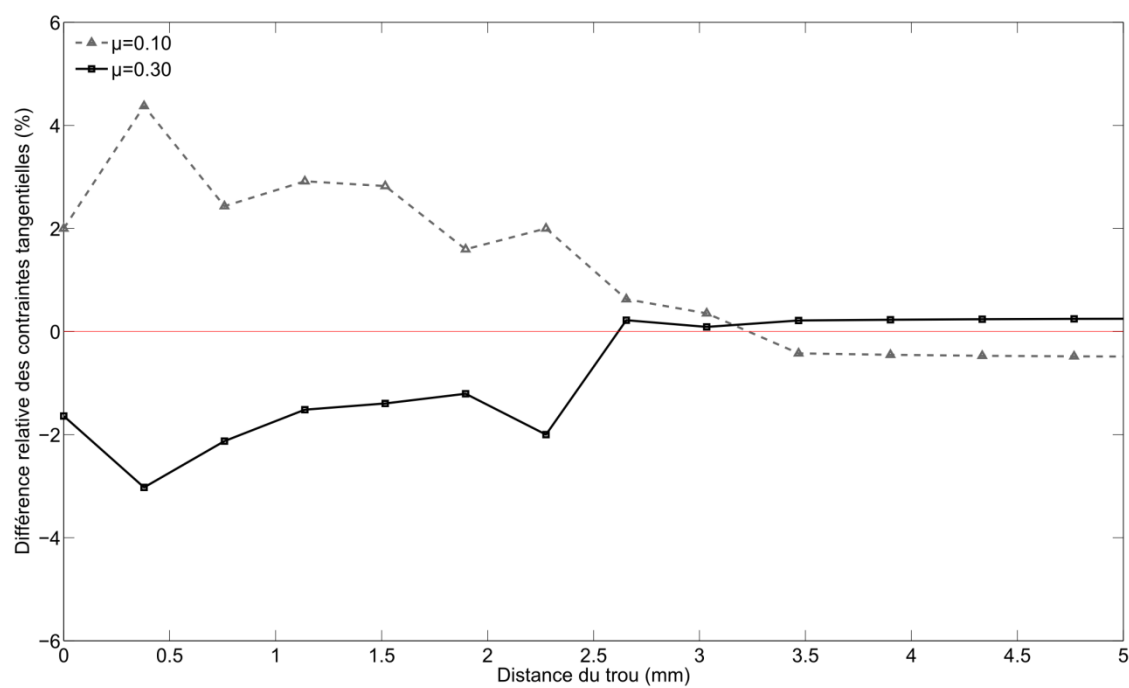
### 4.1 Effet du frottement

Au Chapitre 3, il a été convenu que l'effet du frottement sur les contraintes résiduelles était négligeable à l'interface entre le mandrin et le manchon, étant donné sa lubrification interne. La seconde paire de contacts, entre le manchon et le trou, est plus sensible, mais demeure cependant à l'intérieur de l'intervalle des erreurs de mesures expérimentales, ce qui ne nous permettait pas de conclure quant au coefficient de frottement réel.

L'effet du frottement de la seconde paire de contacts dans le modèle d'EF développé est principalement observable dans la zone en bordure de la discontinuité marquée par l'ouverture dans le manchon. La différence relative des contraintes résiduelles tangentielles pour des coefficients de frottement de 0.30 et 0.10, comparativement à la valeur entrée de 0.20, présente un maximum autour de 4%. La Figure 4.1 illustre ces différences pour les faces d'entrée et de sortie. Les valeurs présentées sont les valeurs moyennes des différences sur la pleine circonférence du trou à différentes positions radiales. On remarque de plus que dans ce cas précis où un trou de 4.763 mm est écroui, la zone affectée atteint près de la valeur d'un diamètre. Une valeur positive de différence représente une plus grande contrainte résiduelle compressive. La face d'entrée est plus affectée par le frottement et les différences sur cette face croissent plus rapidement avec le coefficient de frottement qui diminue.



(a)



(b)

Figure 4.1 – Différence relative moyenne des contraintes tangentielles pour différents coefficients de frottement entre le manchon et le trou, valeur de référence établie à  $\mu=0.20$ ; (a) face d'entrée ; (b) face de sortie

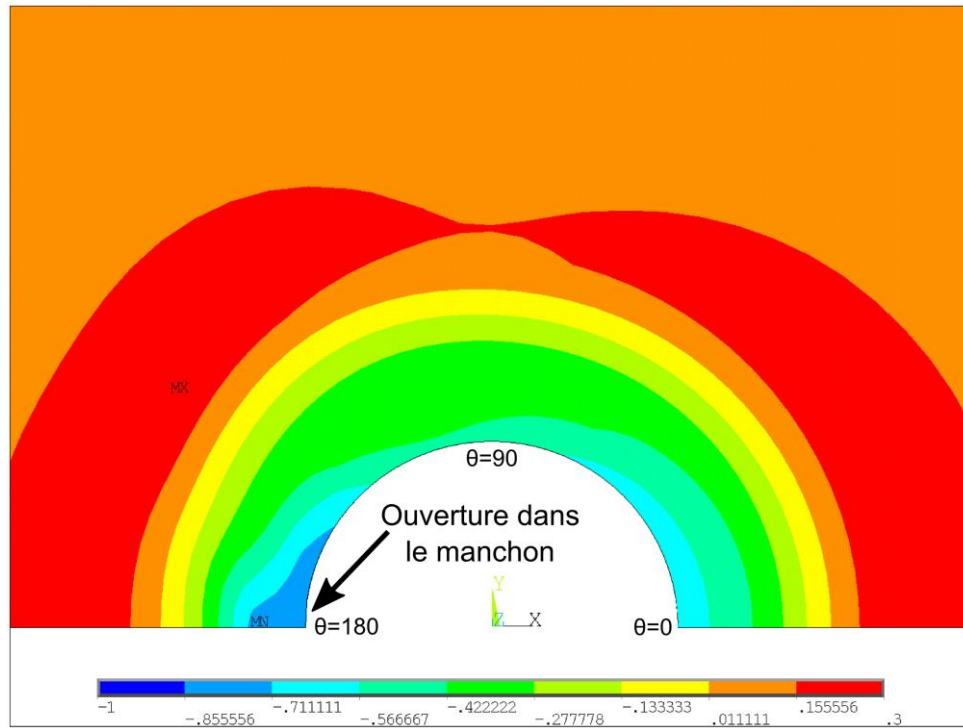
## 4.2 Simulation de l'alésage

Une méthode d'approximation de l'alésage dans ANSYS consistant à désactiver les éléments correspondants à la matière retirée par l'alésoir avec la fonction EKILL a été proposée par Ismonov, et al. [7]. Cette dernière a été utilisée dans cette étude, mais les résultats n'ont pas été présentés au Chapitre 4 par manque de données expérimentales pour valider les simulations.

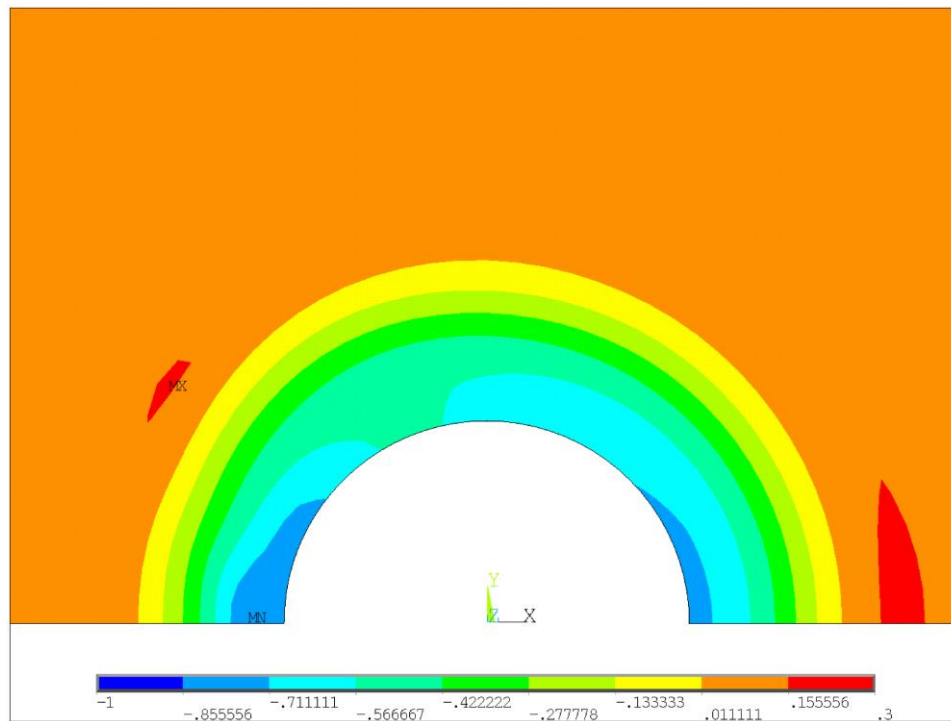
Avant l'alésage, les contraintes résiduelles tangentielles compressives sont d'une magnitude moins grande sur la face d'entrée que sur la face de sortie, et ce particulièrement en bordure du trou. Cette condition a été expérimentalement démontrée par Ozdemir et Edwards [37] qui ont aussi relevé que l'état de compression est plus élevé aussitôt passé une faible épaisseur à partir de la face d'entrée. Suite à l'alésage, cette face subit une importante redistribution de contraintes qui augmente de façon considérable les contraintes tangentielles compressives près du trou.

Les deux plans les plus affectés par l'opération d'alésage sont les faces d'entrée et de sortie. L'ensemble des modifications engendrées par l'étape d'usinage finale conduit à un état de contraintes résiduelles tangentielles un peu plus uniforme à travers l'épaisseur. Les Figures 4.2 et 4.3 présentent les contraintes résiduelles tangentielles normalisées avant et après l'alésage pour les faces d'entrée (ouverture dans le manchon vers la gauche) et de sortie (ouverture dans le manchon vers la droite). La Figure 4.4 (a) et (b) présente une discrétisation de ces contraintes suivant trois directions autour du trou pour les faces d'entrée et de sortie respectivement. La Figure 4.4 (c) présente une comparaison à  $\theta=0$  des contraintes avant et après alésage pour les faces d'entrée, de sortie et le plan à la mi-épaisseur où l'on note la légère tendance d'uniformisation des contraintes.

Sur la face d'entrée, le modèle d'EF prédit une augmentation des contraintes tangentielles compressives près du trou ainsi qu'une réduction de la tension maximale dans la portion plus éloignée; toutes deux se présentent comme des effets bénéfiques pour la prolongation de la vie en fatigue. Sur la face de sortie, nous remarquons une réduction de la contrainte compressive en bordure du trou jumelée à une augmentation de la tension dans la zone éloignée, ce qui devient évident pour la région à 90 degrés de l'ouverture dans le manchon. Les valeurs simulées à travers l'épaisseur de l'échantillon présentent moins de variation, mais suivent la tendance observée sur la face de sortie.

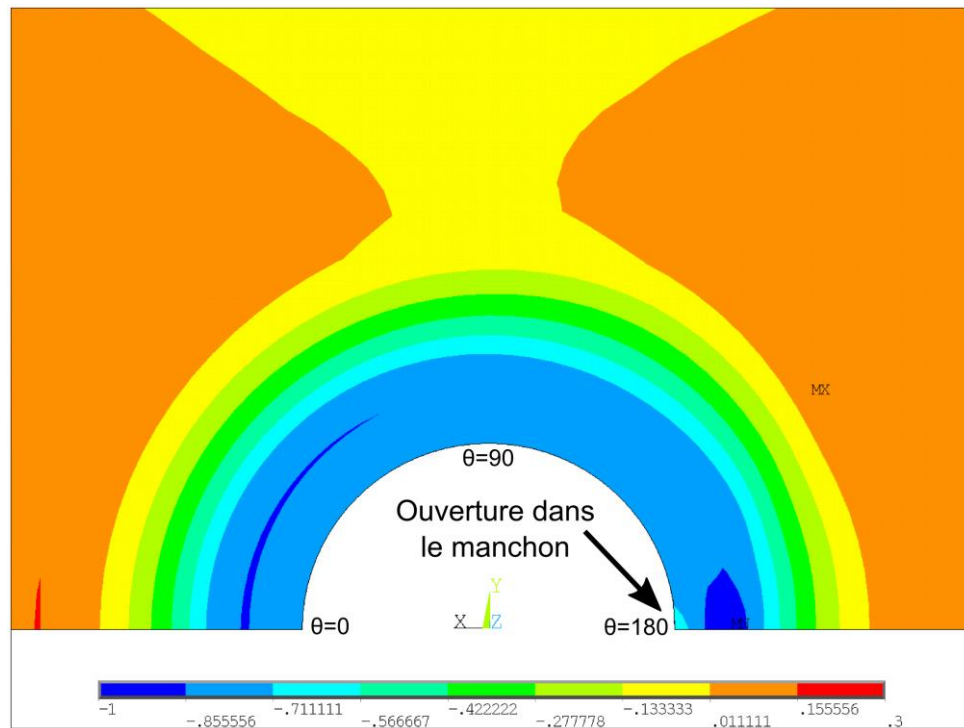


(a)

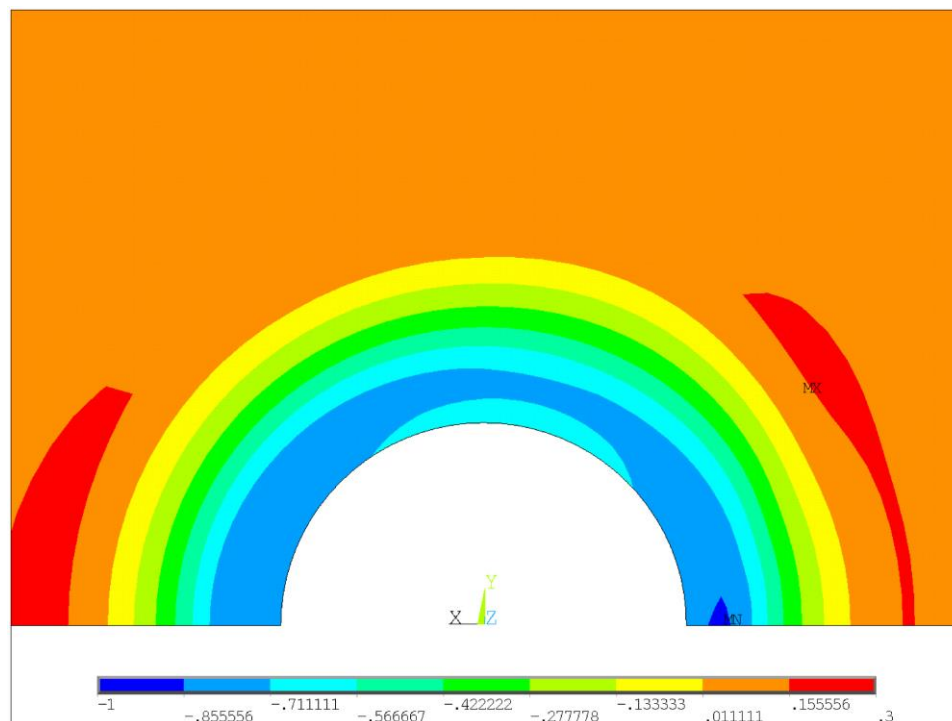


(b)

Figure 4.2 - Contraintes résiduelles tangentielle normalisées; (a) face d'entrée pré-alésage, (b) face d'entrée post-alésage

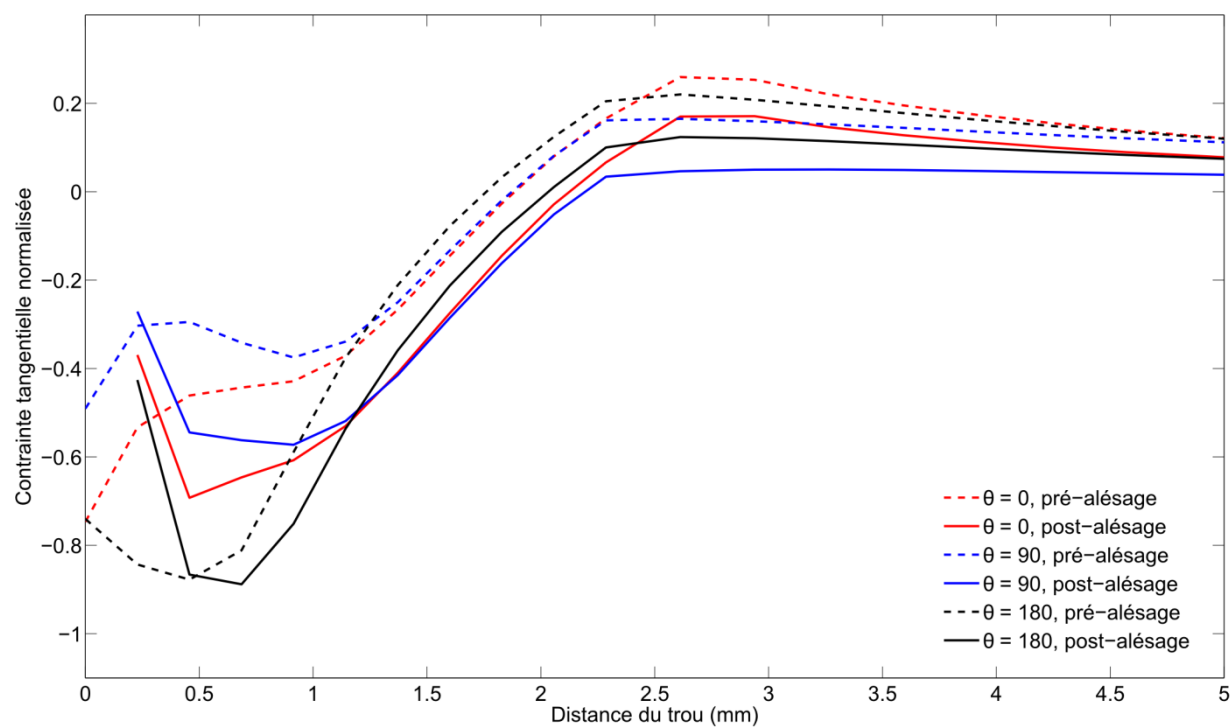


(a)

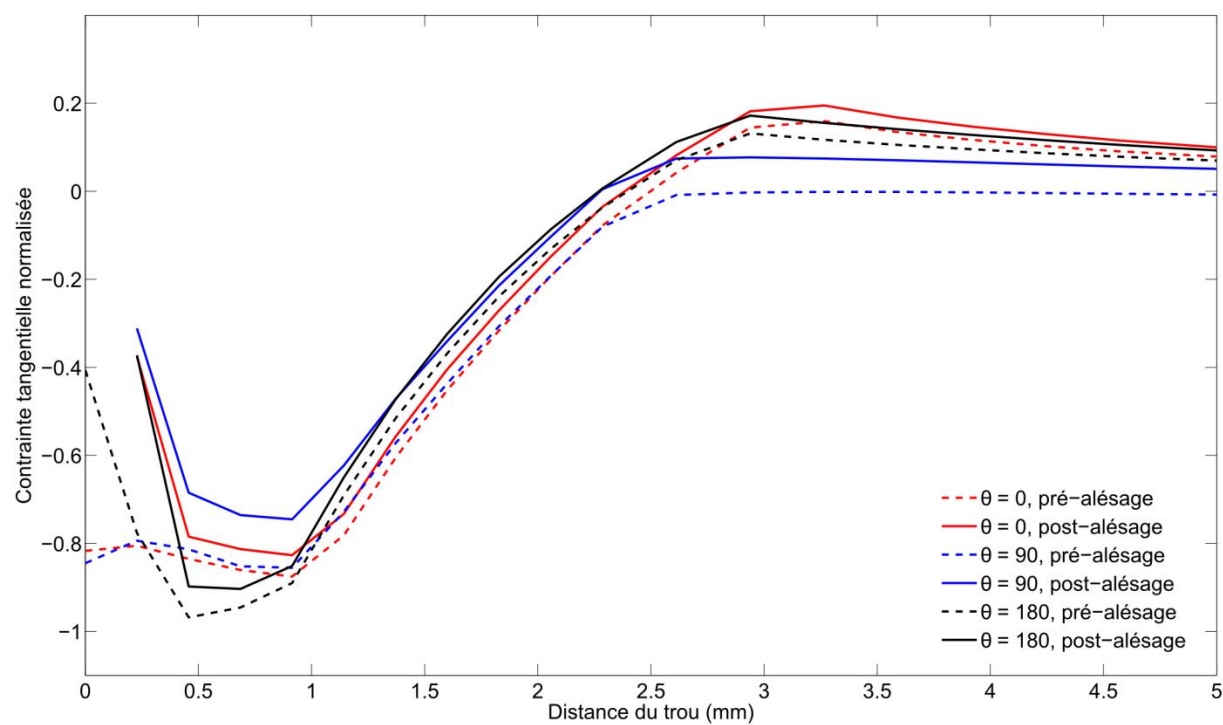


(b)

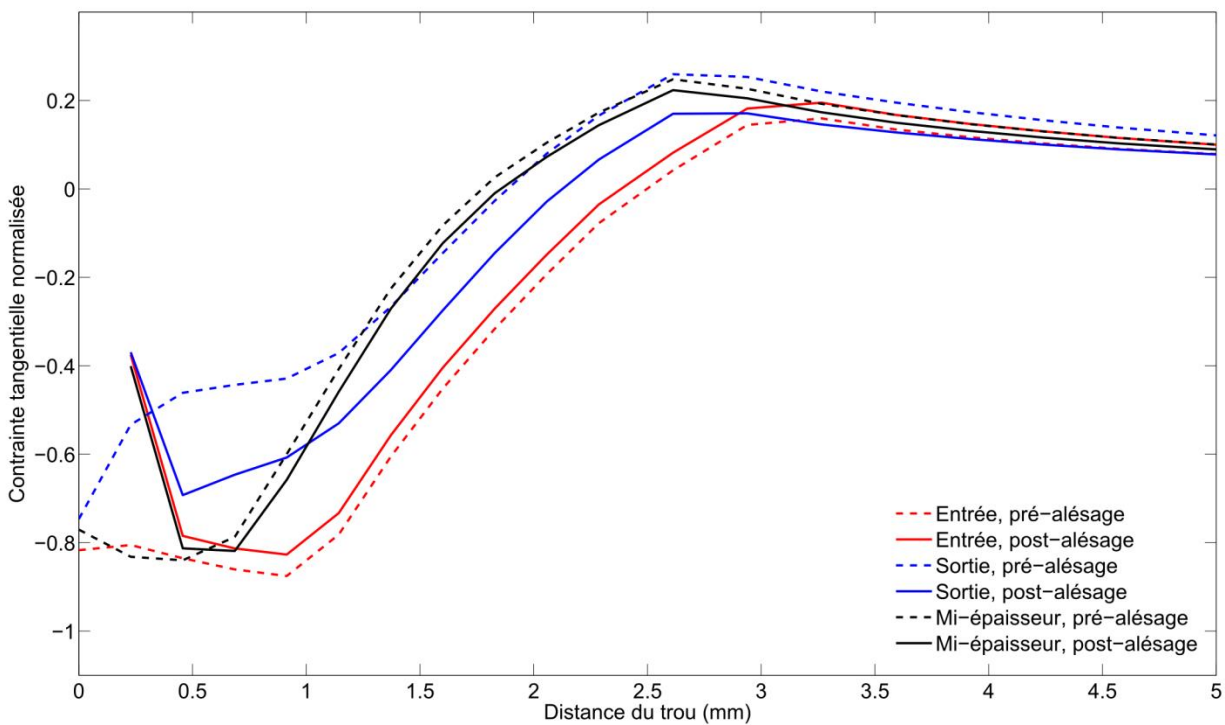
Figure 4.3 - Contraintes résiduelles tangentielle normalisées; (a) face de sortie pré-alésage, (b) face de sortie post-alésage



(a)



(b)



(c)

Figure 4.4 - Contraintes résiduelles tangentielle normalisées;  $\theta=0, 90$  et  $180$  (a) face d'entrée, (b) face de sortie post-alésage;  $\theta=0$  (c) comparaison de la face d'entrée, de la face de sortie et du plan à la mi-épaisseur



## **CONCLUSION ET RECOMMANDATION**

L'objectif de cette étude était la caractérisation du champ de contraintes résiduelles généré par le processus d'EEF dans des trous de composantes en alliages d'aluminium. Une vaste étude expérimentale a permis de comprendre le comportement des différents éléments impliqués (échantillon écroui, mandrin et manchon) tant d'un point de vue géométrique que mécanique. Les résultats expérimentaux ont par la suite permis le développement et la validation d'un modèle physiquement réaliste de simulation par EF. Les principales conclusions de cette étude sont :

- Une représentation exacte d'un mandrin dans le modèle d'EF est primordiale afin d'adéquatement simuler les interactions entre ce dernier et le trou. En plus de l'expansion, le retour élastique vers l'outil est lui aussi affecté.
- Le manchon est soumis à d'importantes déformations plastiques et son ouverture cause la non-uniformité des déformations dans la zone en périphérie du trou. La représentation du manchon dans le modèle d'EF se doit de représenter la mécanique de déformation observée expérimentalement et doit impérativement contenir l'ouverture représentée géométriquement.
- La méthode de CIN permet d'obtenir de façon précise le champ de déplacement sur les faces d'un échantillon avec un trou écroui, excepté pour une faible portion en bordure de ce dernier.
- La diffraction de rayons X ne permet pas d'obtenir des mesures précises des contraintes en un point sur les échantillons d'aluminium qui ont été utilisés de par leur trop grosse structure cristalline. Cependant, une mesure moyenne sur la circonférence du trou s'avère adéquate pour les comparaisons avec le modèle de simulation.
- Un important déplacement hors plan a été observé aux abords d'un trou écroui à l'aide d'une méthode de mesure de champ optique. Ces déplacements se montrent assez variables sur la face de sortie d'un échantillon à l'autre, due à la condition manuelle de support du trou avec l'outil sur cette face.
- L'alésage final a un effet de redistribution des contraintes important tend à les uniformiser à travers l'épaisseur de l'échantillon. Cet élément a été démontré par

le modèle d'EF développé dans le cadre de cette étude, mais aucune donnée expérimentale n'a pu être recueillie pour confirmer cette hypothèse.

Le modèle de simulation proposé dans cette étude reproduit avec une très bonne corrélation les résultats qui ont pu être observés expérimentalement. La précision atteinte a été de 5% pour les contraintes et de 10% pour les déformations, ce qui s'avère être excellent dans un contexte d'utilisation en entreprise. Les détails des travaux ont été présentés dans un article scientifique soumis à la revue *Experimental Mechanics*.

## **Perspectives de travail**

Étant donné la bonne corrélation du modèle d'EF développé avec les résultats expérimentaux, il serait intéressant pour des travaux futurs de se concentrer à l'obtention de mesures expérimentales plus spécifiques sur les éléments suivants :

- Les mesures de contraintes en des points localisés en bordure du trou écroui pourraient être obtenues à l'aide de méthodes destructives. Par exemple, une méthode de Sachs améliorée à l'aide de jauges de déformations précises et la connaissance préalable de l'état de contraintes permettrait de discrétiser les contraintes contenues plus aisément, que ce soit pour celles pré ou post-alésage.
- L'endommagement du motif de peinture sur les échantillons utilisés pour la corrélation d'image lors de l'alésage pourrait être réduit par l'ajout de blocs (ou minces feuilles métallique) appuyés sur les deux faces de l'échantillon écroui. En effet, comme la plupart du dommage était causé par les débris de la matière retirée, les blocs pourraient agir à titre de protecteurs.
- Répéter les expériences pour des cas plus variables d'échantillons permettrait de valider le modèle de façon plus générale. En effet, varier l'épaisseur des échantillons ainsi que le diamètre des trous à des valeurs extrêmes pourrait révéler des variations sur les phénomènes observés.
- Vérifier l'effet de la courbure dans une plaque sur les résultats qu'aura l'EEF; dans certains cas, des trous peuvent être écrouis dans des tubes.

## RÉFÉRENCES

- [1] F. T. FTI, "Tooling Catalog," F. T. Inc., Ed., ed. Seattle: Fatigue Technology Inc., 2009.
- [2] J. Restis and L. Reid, "FTI Process Specification 8101D : Cold Expansion of Holes Using the Standard Split Sleeve System and Countersink Cold Expansion," in *FTI-8101D*, ed. Seattle, WA.: Fatigue Technology Inc., 2002.
- [3] Y. C. Hsu and R. G. Forman, "Elastic-Plastic Analysis of an Infinite Sheet Having a Circular Hole Under Pressure," *Journal of Applied Mechanics*, vol. 42, pp. 347-352, 1975.
- [4] D. Rich and L. Impellizzeri, "Fatigue analysis of cold-worked and interference fit fastener holes," *ASTM special technical publication*, pp. 153-175, 1977.
- [5] D. Ball, "Elastic-plastic stress analysis of cold expanded fastener holes," *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, vol. 18, pp. 47-63, 1995.
- [6] D. Ball and D. Lowry, "Experimental investigation on the effects of cold expansion of fastener holes," *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, vol. 21, pp. 17-34, 1998.
- [7] S. Ismonov, S. Daniewicz, J. Newman Jr, M. Hill, and M. Urban, "Three dimensional finite element analysis of a split-sleeve cold expansion process," *Journal of Engineering Materials and Technology*, vol. 131, p. 031007, 2009.
- [8] S. Houghton and S. Campbell, "Identifying the residual stress field developed by hole cold expansion using finite element analysis," *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, vol. 35, pp. 74-83, 2011.
- [9] C. Poussard, M. Pavier, and D. Smith, "Analytical and finite element predictions of residual stresses in cold worked fastener holes," *The Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, vol. 30, pp. 291-304, 1995.
- [10] M. Pavier, C. Poussard, and D. Smith, "Finite element modelling of the interaction of residual stress with mechanical load for a crack emanating from a cold worked fastener hole," *The Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, vol. 33, pp. 275-289, 1998.

- [11] P. De Matos, P. Moreira, P. Camanho, and P. De Castro, "Numerical simulation of cold working of rivet holes," *Finite elements in analysis and design*, vol. 41, pp. 989-1007, 2005.
- [12] T. Chakherlou, Y. Alvandi-Tabrizi, and A. Kiani, "On the fatigue behavior of cold expanded fastener holes subjected to bolt tightening," *International Journal of Fatigue*, vol. 33, pp. 800-810, 2011.
- [13] T. Chakherlou and J. Vogwell, "The effect of cold expansion on improving the fatigue life of fastener holes," *Engineering failure analysis*, vol. 10, pp. 13-24, 2003.
- [14] J. Maximov, G. Duncheva, N. Ganey, and T. Bakalova, "The benefit from an adequate finite element simulation of the cold hole expansion process," *Engineering Failure Analysis*, vol. 16, pp. 503-511, 2009.
- [15] J. Kang, W. S. Johnson, and D. A. Clark, "Three-dimensional finite element analysis of the cold expansion of fastener holes in two aluminum alloys," *Journal of engineering materials and technology*, vol. 124, pp. 140-145, 2002.
- [16] N. Mahendra Babu, T. Jagadish, K. Ramachandra, and S. Sridhara, "A simplified 3-D finite element simulation of cold expansion of a circular hole to capture through thickness variation of residual stresses," *Engineering Failure Analysis*, vol. 15, pp. 339-348, 2008.
- [17] K. Farhangdoost and A. Hosseini, "The Effect of Mandrel Speed upon the Residual Stress Distribution around Cold Expanded Hole," *Procedia Engineering*, vol. 10, pp. 2178-2183, 2011.
- [18] V. Nigrelli and S. Pasta, "Finite-element simulation of residual stress induced by split-sleeve cold-expansion process of holes," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 205, pp. 290-296, 2008.
- [19] P. Papanikos and S. Meguid, "Three-dimensional finite element analysis of cold expansion of adjacent holes," *International journal of mechanical sciences*, vol. 40, pp. 1019-1028, 1998.
- [20] L. Yongshou, S. Xiaojun, L. Jun, and Y. Zhufeng, "Finite element method and experimental investigation on the residual stress fields and fatigue performance of cold expansion hole," *Materials & Design*, vol. 31, pp. 1208-1215, 2010.

- [21] M. Priest, C. Poussard, M. Pavier, and D. Smith, "An assessment of residual-stress measurements around cold-worked holes," *Experimental mechanics*, vol. 35, pp. 361-366, 1995.
- [22] ANSYS, "ANSYS Mechanical APDL Command Reference," ANSYS Inc., 275 Technology Drive. Canonsburg 2010.
- [23] M. Landy and R. Champoux, "FTI engineering process specification FTI 8101B-cold expansion of fastener and other holes using the split sleeve system (CX) and countersink cold expansion nose cap (CCX)," *Seattle, WA, USA: Fatigue Technology Inc*, 1984.
- [24] E. El-Magd, C. Treppmann, and M. Korthäuer, "Experimentelle und numerische Untersuchung zum thermomechanischen Stoffverhalten," *Hochgeschwindigkeitsspanen metallischer Werkstoffe*, pp. 183-206, 2005.
- [25] G. Webster and A. Ezeilo, "Residual stress distributions and their influence on fatigue lifetimes," *International Journal of Fatigue*, vol. 23, pp. 375-383, 2001.
- [26] A. Özdemir and L. Edwards, "Relaxation of residual stresses at cold-worked fastener holes due to fatigue loading," *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, vol. 20, pp. 1443-1451, 2008.
- [27] A. A. Garcia-Granada, D. J. Smith, and M. J. Pavier, "A new procedure based on Sachs' boring for measuring non-axisymmetric residual stresses," *International Journal of Mechanical Sciences*, vol. 42, pp. 1027-1047, 6// 2000.
- [28] H. F. Bueckner, "Propagation of cracks and energy of elastic deformation," in *ASME Meeting, Dec 1-6 1957*, New York, NY, United States, 1957, p. 16.
- [29] P. Pagliaro, M. B. Prime, J. S. Robinson, B. Clausen, H. Swenson, M. Steinzig, *et al.*, "Measuring Inaccessible Residual Stresses Using Multiple Methods and Superposition," *Experimental Mechanics*, vol. 51, pp. 1123-1134, 2011/09/01 2011.
- [30] W. L. Bragg, "The Diffraction of Short Electromagnetic Waves by a Crystal," *Proceedings of the Cambridge Philosophical Society*, vol. 17, pp. 43-57, 1914 1914.
- [31] H. P. Klug and L. E. Alexander, "X-ray diffraction procedures: for polycrystalline and amorphous materials," *X-Ray Diffraction Procedures: For Polycrystalline and*

*Amorphous Materials, 2nd Edition, by Harold P. Klug, Leroy E. Alexander, pp. 992. ISBN 0-471-49369-4. Wiley-VCH, May 1974., vol. 1, 1974.*

- [32] A. Cirello and S. Pasta, "Displacement Measurement Through Digital Image Correlation and Digital Speckle Pattern Interferometry Techniques in Cold-Expanded Holes," *Strain*, vol. 46, pp. 581-588, 2010.
- [33] D. Backman, M. Liao, L. Crichlow, M. Yanishevsky, and E. A. Patterson, "The use of digital image correlation in a parametric study on the effect of edge distance and thickness on residual strains after hole cold expansion," *The Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, vol. 43, pp. 781-789, August 1 2008.
- [34] D. Backman and E. A. Patterson, "Measuring residual strains in aluminum and fiber metal laminate materials during cold expansion and riveting," in *Society for Experimental Mechanics-11th International Congress and Exhibition on Experimental and Applied Mechanics*, 2008, pp. 217-223.
- [35] D. Backman, "An Experimental and Theoretical Analysis of Cold Working and Riveting in Fibre Metal Laminate Materials," National Research Council Canada December 2010.
- [36] J. Phillips, "Sleeve coldworking fastener holes," Air Force Materials Laboratory AFML-TR-74-10, 1974.
- [37] A. T. Ozdemir and L. Edwards, "Through-thickness residual stress distribution after the cold expansion of fastener holes and its effect on fracturing," *Journal of engineering materials and technology*, vol. 126, pp. 129-135, 2004.
- [38] "Metallic Materials Properties Development and Standardization (MMPDS-06)," ed: Battelle Memorial Institute, 2011, p. 2203.
- [39] A. Handbook, "Friction, lubrication and wear technology," *American Society for Metals*, vol. 18, p. 942, 1992.
- [40] P. S. Prevey, "X-ray diffraction residual stress techniques," *ASM International, ASM Handbook.*, vol. 10, pp. 380-392, 1986.

- [41] M. Sutton, J. Yan, V. Tiwari, H. Schreier, and J. Orteu, "The effect of out-of-plane motion on 2D and 3D digital image correlation measurements," *Optics and Lasers in Engineering*, vol. 46, pp. 746-757, 2008.
- [42] VAMAS, "Draft VAMAS TWA26 pre-standard calibration and assessment of optical strain measurements systems. Part II: standardised test materials for optical methods of strain measurement systems," ed. University of Sheffield, 2007.